POLITECNICO DI TORINO

Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Geotecnica

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



Tesi di Laurea Magistrale

VALIDAZIONE NUMERICA DEL COMPORTAMENTO SPERIMENTALE DI UN SISTEMA DI DISSIPAZIONE ENERGETICA PER CADUTA MASSI

Relatore Prof.ssa Ing. Monica Barbero (DISEG)

Correlatori Prof.ssa Ing. Marta Castelli (DISEG) Ing. Gianmarco Vallero (DISEG)

> **Candidato** Nicoletta Bruzzese

Anno Accademico 2018/2019

Sommario

INTRODUZ	ZIONE	1
1 RISCH	IO STRUTTURALE PER CADUTA MASSI	3
1.1 Det	finizione e classificazione dei fenomeni franosi	
1.1.1	Frane da crollo in roccia	
1.2 Ris	chio da caduta massi	
1.3 Ana	alisi, valutazione e gestione del rischio15	
1.3.1	Descrizione della stato della natura	
1.3.2	Valutazione dell'intensità	
1.3.3	Valutazione della pericolosità16	
1.3.4	Valutazione degli elementi a rischio18	
1.3.5	Valutazione della vulnerabilità	
1.3.6	Valutazione del rischio	
1.3.7	Definizione del rischio accettabile	
1.3.8	Gestione del rischio	
1.4 Vu	Inerabilità strutturale	
2 DEFIN STRUTTUR	IZIONE DI UN SISTEMA DI RIDUZIONE DELLA VULNERABILITÁ	26
2.1 Det	finizione dei dispositivi di dissipazione energetica	
2.1.1	Comportamento meccanico di un materiale duttile	
2.1.2	Determinazione dell'energia assorbita EA	
2.2 Dis	spositivi di tipo alveolare	
2.3 Det	finizione del dispositivo di dissipazione energetica	
2.3.1	Descrizione delle caratteristiche geometriche e meccaniche del dispositivo 37	
2.3.2	Modalità di funzionamento del dispositivo	
3 ANALI STATICO E	ISI DI UN FENOMENO DINAMICO TRAMITE APPROCCIO PSEUDO- ED INTERPRETAZIONE DEI RISULTATI DI PROVE SPERIMENTALI	49
3.1 Pro	ove di punzonamento pseudo-statico	
3.1.1	Assunzioni alla base dell'esecuzione delle prove	
3.1.2	Descrizione delle condizioni di prova	
3.2 Des	scrizione dei risultati delle prove di laboratorio	
3.2.1	Risultati dei test condotti sull'anima del pannello sandwich	
3.2.2	Risultati delle prove condotte su pannelli sandwich ad un livello	
3.2.3	Risultati delle prove condotte su pannelli sandwich a due livelli	

3.3 De	terminazione dell'energia assorbita mediante integrazione	
3.3.1	Cenni teorici sui metodi di integrazione approssimata67	
3.3.2	Determinazione dell'energia assorbita dall'anima del pannello sandwich 68	
3.3.3	Determinazione dell'energia assorbita dai pannelli sandwich ad un livello 70	
3.3.4	Determinazione dell'energia assorbita dai pannelli sandwich a due livelli 72	
4 MODE SPERIMEN	LLAZIONE NUMERICA AGLI ELEMENTI FINITI DELL'ATTIVITÁ TALE	7
4.1 Cet	nni teorici sui metodi numerici76	
4.1.1	Metodo alle differenze finite77	
4.1.2	Metodo agli elementi finiti77	
4.2 Sot	ftware agli elementi finiti	
4.2.1	Approccio implicito ed esplicito	
4.3 De	finizione del modello81	
4.3.1	Definizione delle caratteristiche geometriche	
4.3.2	Definizione delle caratteristiche meccaniche: Prove di trazione	
4.3.3	Step da considerare in fase di analisi	
4.3.4 conness	Condizioni al contorno, interazioni tra le superfici ed elementi di sione tra le differenti parti	
4.3.5	Discretizzazione del modello90	
5 VALIE	DAZIONE DEL MODELLO NUMERICO DEL DISPOSITIVO DI	
DISSIPAZI	ONE ENERGETICA	9
DISSIPAZIO 5.1 Va	ONE ENERGETICA	9
DISSIPAZI 5.1 Va 5.1.1	ONE ENERGETICA	9
DISSIPAZI 5.1 Va 5.1.1 5.1.2	ONE ENERGETICA	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3	ONE ENERGETICA	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va	ONE ENERGETICA lidazione numerica di pannelli ad un livello Confronto energetico 93 Confronto delle deformate 96 Confronto in termini di carico trasmesso 103 lidazione numerica di un pannello a due livelli	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va 5.2.1	ONE ENERGETICA lidazione numerica di pannelli ad un livello Confronto energetico 93 Confronto delle deformate 96 Confronto in termini di carico trasmesso 103 lidazione numerica di un pannello a due livelli 104 Confronto energetico	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va 5.2.1 5.2.2	ONE ENERGETICA lidazione numerica di pannelli ad un livello 91 Confronto energetico 93 Confronto delle deformate 96 Confronto in termini di carico trasmesso 103 lidazione numerica di un pannello a due livelli 104 Confronto delle deformate 106 Confronto delle deformate 111	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va 5.2.1 5.2.2 5.2.3	ONE ENERGETICA lidazione numerica di pannelli ad un livello 91 Confronto energetico 93 Confronto delle deformate 96 Confronto in termini di carico trasmesso 103 lidazione numerica di un pannello a due livelli 104 Confronto delle deformate 106 Confronto in termini di carico trasmesso 111 Confronto in termini di carico trasmesso 123	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va 5.2.1 5.2.2 5.2.3 5.3 Co	ONE ENERGETICAlidazione numerica di pannelli ad un livello91Confronto energetico93Confronto delle deformate96Confronto in termini di carico trasmesso103lidazione numerica di un pannello a due livelli104Confronto energetico106Confronto delle deformate111Confronto in termini di carico trasmesso123nclusioni relative alla modellazione	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va 5.2.1 5.2.2 5.2.3 5.3 Co 6 ULTEF GEOMETR	ONE ENERGETICA 91 lidazione numerica di pannelli ad un livello 91 Confronto energetico 93 Confronto delle deformate 96 Confronto in termini di carico trasmesso 103 lidazione numerica di un pannello a due livelli 104 Confronto energetico 106 Confronto delle deformate 111 Confronto delle deformate 111 Confronto in termini di carico trasmesso 123 nclusioni relative alla modellazione 126 RIORI ANALISI DI TIPO PARAMETRICO: EFFETTI DELLA IA DEL PUNZONE	9
DISSIPAZIO 5.1 Va 5.1.1 5.1.2 5.1.3 5.2 Va 5.2.1 5.2.2 5.2.3 5.3 Co 6 ULTEF GEOMETR 6.1 Par	ONE ENERGETICA lidazione numerica di pannelli ad un livello 91 Confronto energetico 93 Confronto delle deformate 96 Confronto in termini di carico trasmesso 103 lidazione numerica di un pannello a due livelli 104 Confronto energetico 106 Confronto delle deformate 111 Confronto in termini di carico trasmesso 123 nclusioni relative alla modellazione 126 RIORI ANALISI DI TIPO PARAMETRICO: EFFETTI DELLA IA DEL PUNZONE unello sandwich ad un singolo livello (schema <i>RA</i>) 129	9

6.3	Pannello sandwich a due livelli (schema CA)	
6.4	Pannello sandwich a due livelli (schema MA)	
CONCL	USIONI	142
BIBLIO	GRAFIA	145
SITOGI	RAFIA	147
ALLEG	ATI	I
Allegato	A1: Test_08_10_2018-2	I
Interp	pretazione grafici: Figura 3-10 e Figura 3-11	I
Energ	ie dissipate	II
Allegato	$A \rightarrow Drova DP 4 1 P A P$	III
Interr	retazione grafici: Figura 3 14 e Figura 3 15	
Enor	rie dissipate	
Liters		1 v
Allegato	0 A3: Prova PR_14_1_RA_R	V
Interp	oretazione grafici: Figura 3-16 e Figura 3-17	V
Energ	gie dissipate	VII
Allegato	A4: Prova PR 5 2 RA R	VIII
Interr	pretazione grafici: Figura 3-20 e Figura 3-21	VIII
Energ	rie dissipate	IX
Lifeig		
Allegato	A5: Prova PR_6_2_CA_R	X
Interp	pretazione grafici: Figura 3-22 e Figura 3-23	X
Energ	gie dissipate	XI
Allegato	0 A6: Prova PR 13 2 MA R	XII
Interr	pretazione grafici: Figura 3-24 e Figura 3-25	XII
Energ	rie dissinate	XVI
Liter		
Allegato sperime	B1: Validazione numerica pannelli ad un livello – Confronto ntale PR_4_1_AL_R e simulazione numerica	tra prova XVII
1.1	Confronto energetico	XVII
1.2	Confronto delle deformate	XVIII
Allegato	B2: Validazione numerica pannelli ad un livello – Confronto ntale PR_14_1_AL_R e simulazione numerica	tra prova XX
1.1	Confronto energetico	XX
1.2	Confronto delle deformate	XX

Allegato sperimen	B3: Validazione numerica pannelli a due livelli– Confronto tr tale PR_5_2_AL_R e simulazione numerica	a prova XXII
1.1	Confronto energetico	XXII
1.2	Confronto delle deformate	XXIII
Allegato sperimen	B4: Validazione numerica pannelli a due livelli -Confronto tratale PR_6_2_CA_R e simulazione numerica	a prova XXIV
1.1	Confronto energetico	XXIV
1.2	Confronto delle deformate	XXV
Allegato sperimen	B5: Validazione numerica pannelli a due livelli – Confronto tr tale PR_13_2_MA_R e simulazione numerica	a prova XXVI
1.3	Confronto energetico	XXVI
1.4	Confronto delle deformate	XXVII

Indice delle figure

Figura 1-1: Esempio di crollo in roccia e rappresentazione semplificata del meccanismo
(Pirulli, A.A. 2016-2017)
Figura 1-2: Esempio di ribaltamento in roccia e rappresentazione semplificata del $(D; H; A, A, 2016, 2017)$
meccanismo (<i>Pirulli</i> , A.A. 2016-2017)
Figura 1-3: Esempio di scorrimento traslazionale in roccia in alto, esempio di
scorrimento rotazionale in terreno in basso e rappresentazione semplificata del
$meccanismo (Pirulli, A.A. 2016-2017) \dots 6$
Figura 1-4: Esempio di espansione laterale in terreno e rappresentazione semplificata
del meccanismo (<i>Pirulli, A.A. 2010-2017</i>)
Figura 1-5: Esempio di colata detritica e rappresentazione semplificata del meccanismo
$(Pirull, A.A. 2010-2017) \dots 0$
2017)
Figura 1-7: Nomenclatura delle frane (<i>Cruden e Varnes</i> , 1996)
Figura 1-8: Esempio – a sinistra – di crollo in roccia con invasione della sede della
Strada Statale n°134 (Tratto Castelsardo-Sedini, Sassari): esempio – a destra – di un
fenomeno di crollo e ribaltamento con scivolamenti nel Comune di Ittiri. Sassari (IFFI.
2007)
Figura 1-9: Esempio – a sinistra- di caduta massi in Val Vigezzo (Piemonte) con
invasione della linea ferroviaria Vigezzina-Centovalli (Arpa Piemonte)
Figura 1-10: Rappresentazione di sezioni di blocchi caratterizzati da potenziale
instabilità. In A e C, la formazione del blocco è dovuta alla presenza di due giunti
caratterizzati da inclinazione differente; in B, il masso potenzialmente instabile, è legato
alla presenza di un giunto basale inclinato di β rispetto all'orizzontale; infine, in D è
raffigurato un blocco aggettante delimitato posteriormente da una discontinuità
verticale (Paronuzzi e Serafini, 2005)11
Figura 1-11: Moto di avanzamento di un masso a seguito del distacco (Del Maschio L.,
<i>Gozza G. et al.</i> , 2007)
Figura 1-12: Componenti della velocità prima e dopo dell'urto (Del Maschio L., Gozza
<i>G. et al.</i> , 2007)
Figura 1-13: Esempio di integrazione dell'abitazione nel terreno (Association des
établissements cantonaux d'assurance incendie, 2005)
Figura 1-14: Rappresentazione della variazione dell'area esposta all'impatto del masso
- la cui direzione di avanzamento e rappresentata dalla freccia rossa- al variare
Eisen 1 15. Example a sinistra di scheriere heaste cull'atilizze di scasferre di
Figura 1-15: Esempio- a sinistra- di soluzione basata sull'utilizzo di casselorme per
paren contenenti legno; Esempio –a destra- di impatto di un masso contro una legnata (Association dos établissoments egatoreum d'assurgues incendio 2005)
(Association des établissements cantonaux à assurance incentile, 2005)
disposizione di una legnaia a monte dell'adificio (Association das atablissaments
cantonaux d'assurance incendie 2005) 24
Figura 2-1: Risposta in termini di deformazione di due materiali differenti sollecitati
mediante l'applicazione di un carico F . In blu viene rappresentato la risposta tinica di
un materiale fragile: in rosso, quella di un materiale duttile (<i>Callister 2000</i>) 27
Figura 2-2: Rappresentazione delle deformazioni prodotte dalle diverse modalità di
applicazione del carico
Figura 2-3: Provino a sezione rettangolare (a sinistra) e provino a sezione circolare (a
destra) (UNI EN ISO 6892-1-2016)

Figura 2-4: Rappresentazione schematica della macchina di prova- (a) Vista frontale, Figura 2-6: Curve sforzo-deformazione semplificate - A sinistra (a) curva rappresentativa di un materiale a comportamento elastico perfettamente plastico; a destra (b) un materiale a comportamento elastico con ramo incrudente lineare (Lu e Yu, Figura 2-7: Curve sforzo-deformazione semplificate – A sinistra curva rappresentativa di un materiale a comportamento rigido perfettamente plastico; a destra un materiale a Figura 2-8: In (a) esempio di materiale alveolare in alluminio a maglia esagonale; in (b)esempio di materiale alveolare in policarbonato a maglia circolare (le immagini (a) e (b), utilizzate al fine di rappresentare graficamente la geometria delle celle, sono state scaricate dal sito https://www.cel.eu/it); in (c)esempio di materiale alveolare in policarbonato a maglia quadrata (l' immagine a destra, utilizzata al fine di rappresentare geometria delle celle, è stata scaricata graficamente la dal sito Figura 2-9: Definizione del sistema di riferimento e delle dimensioni caratteristiche di Figura 2-10: Curva sforzo- deformazione per un dispositivo cellulare di tipo alveolare -Figura 2-11: Andamento del grafico tensione-deformazione al variare della tipologia di Figura 2-12: Lamiera liscia (a sinistra) e lamiera grecata (a destra) - Vista dall'alto e Figura 2-15: Rappresentazione dei punti di inserimento dei rivetti (le misure riportate Figura 2-16: Proiezione ortogonale di un dispositivo di assorbimento energetico ad un Figura 2-17: Configurazione RA - a minor rigidezza - per pannelli a due livelli a Figura 2-18: Configurazione MA – a rigidezza media - per pannelli a due livelli a Figura 2-19: Configurazione CA – a rigidezza massima - per pannelli a due livelli a Figura 2-20: Rappresentazione grafica del dispositivo dissipatore installato su un paramento verticale, rappresentazione della sua sezione trasversale, dettaglio costruttivo dell'anima del pannello, schema statico associato alla cella elementare della lamiera Figura 2-22: Schema statico della cella trapezoidale caricata mediante carico distribuito Figura 2-23: Catena cinematica sorta a seguito della formazione delle cerniere plastiche 44 Figura 2-24: Diagramma abbassamento verticale del corpo rigido per effetto della forza Figura 2-25: Carico assiale sviluppato lungo il tratto inclinato per effetto della forza F46

Figura 2-26: Rappresentazione della porzione di pannello effettivamente coinvolte nella
dissipazione energetica (evidenziata in rosso) a seguito dell'impatto del masso sul
pannello e risposta del paramento all'interfaccia
Figura 3-1: Schema rappresentativo del sistema macchina-dissipatore
Figura 3-2: Dimensioni del punzone e larghezza della cella elementare della lamiera
grecata (le misure sono espresse in millimetri)
Figura 3-4: Lamiera grecata inserita nella macchina di prova (In alto Test 08 10 2018-
1, in basso Test-08 10 2018-2)
Figura 3-5: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] -
Test_08_10_2018-1
Figura 3-6: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ
$[mm] - Test_{08}_{10}_{2018-1}$
Figura 3-7: Formazione e crescita delle cerniere plastiche al di sotto del punzone 55
Figura 3-8: Cerniere plastiche, a contatto con gli strati di teflon, in corrispondenza del
punto 2
Figura 3-9: Deformazione della lamiera grecata a seguito dell'interruzione della prova
di punzonamento
Figura 3-10: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] -
Test_08_10_2018-2
Figura 3-11: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale
δ [mm] - Test_08_10_2018-2
Figura 3-12: Confronto tra i risultati delle prove sperimentali Test 08_10_2018-1 e Test
08_10_2018-2
Figura 3-13: Dispositivi RA, ad un layer, inseriti nella macchina di prova (In alto
PR 4 1 AL R, in basso PR 14 1 AL R)
Figura 3-14: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] -
PR 4 1 RA R
Figura 3-15: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale
δ [mm] – PR 4 1 RA R
Figura 3-16: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] –
PR 14 1 RA R
Figura 3-17: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale
δ [mm] – PR 14 1 RA R
Figura 3-18: Confronto tra i risultati delle prove sperimentali PR 4 1 AL R e
PR 14 1AL R
Figura 3-19: Dispositivi RA, a due strati, inseriti nella macchina di prova (In alto
PR 5 2 RA R, al centro PR 6 2 CA R, in basso PR 13 2 MA R)
Figura 3-20: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] –
PR 5 2 RA R
Figure 3-21: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento δ [mm]
-PR 5 2 RA R 63
Figura 3-22: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] –
PR 6 2 CA R
Figura 3-23. Andamento del carico assiale E [kN] in relazione allo spostamento δ [mm]
-PR = 6.2 CA R
Figura 3-24: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] –
PR 13 2 MA R
Figura 3-25: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento δ [mm]
- PR 13 2 MA R

Figura 3-26: Confronto tra i risultati delle prove sperimentali PR_5_2_AL_R, PR 6 2 CA R e PR 13 2 MA R 66
Figure 3-26. Legame lineare tra lo spostamento assiale δ ed il tempo t (per le prove
sperimentali) 68
Figura 3-27: Confronto energia assorbita [1] per le diverse percentuali di avanzamento
della prova AP – Test 08 10 2018 1 e Test 08 10 2018 2 70
Figura 3-28: Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di
avanzamento della prova AP – Test 08 10 2018 1 e Test 08 10 2018 2 70
Figura 3-29: Confronto energia assorbita [1] per le diverse percentuali di avanzamento
della prova AP– PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R
Figura 3-30: Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di
avanzamento della prova AP-PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R
Figura 3-31: Confronto energia assorbita [J] per le diverse percentuali di avanzamento
della prova AP – PR 13 2 MA R, PR 5 2 RA R e PR 6 2 CA R
Figura 3-32:Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di
avanzamento della prova AP – PR 13 2 MA R e PR 6 2 CA R
Figura 3-33: Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di
avanzamento della prova – PR 5 2 RA R e PR 6 2 CA R
Figura 4-1: Esempio di funzione continua $f(x)$ e discretizzazione in punti equidistanziati
con passo Δx (figura con modifiche, Barla A.A. 2017-2018)
Figura 4-2: Ciclo per ciascun incremento di tempo, per la risoluzione delle equazioni di
equilibrio, alla base dell'algoritmo esplicito (Barla, A.A. 2017-2018)
Figura 4-3: Provino a sezione rettangolare (UNI EN ISO 6892-1-2016)
Figura 4-4: Esempio di un campione in configurazione indeformata
Figura 4-5: Esempio di campione a seguito dell'esecuzione della prova di trazione 84
Figura 4-6: Diagramma σ - ϵ in output dalla prova di trazione condotta sul campione
B.Tr.01
Figura 4-7: Diagramma σ - ε in output dalla prova di trazione condotta sul campione
A.Tr.03
Figura 4-8: Diagramma σ - ε in output dalla prova di trazione condotta sul campione
A.Lo.01
Figura 4-9: Confronto tra le curve σ - ε in output dalle prove di trazione condotte sui
provini A.Lo.01, A.Tr.03 e B.Tr.01 a seguito dell'applicazione del filtro
Figura 4-10: Sistema di riferimento <i>U1U2U3</i> del modello
Figura 4-11: Rappresentazione grafica dei vincoli imposti relativamente ad un pannello
ad un livello (RA)
Figura 4-12: Influenza del coefficiente di attrito nella risposta del dispositivo per effetto
di una sollecitazione dinamica. Le curve fanno riferimento ad una singola lamiera
grecata. In nero si riporta la curva F- δ sperimentale; in rosso, verde, blu e grigio le
curve in output dalle simulazioni numeriche
Figura 5-1: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ
[mm]: in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR 4 1 RA R, in blu i
risultati della simulazione numerica
Figura 5-2: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ
[mm]: in rosso si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR 14 1 RA R, in
blu i risultati della simulazione numerica
Figura 5-3: Energy Absorption EA [J] in funzione della percentuale di avanzamento
della prova AP [%]: In nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale
PR_4_1_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

Figura 5-4: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto
all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione della
deformazione assiale, tra la prova di laboratorio PR_4_1_AL_R e la simulazione
numerica
Figura 5-5: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]: in
rosso si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_14_1_RA_R, in blu i
risultati della simulazione numerica
Figura 5-6: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto
di AD tra la prova di laboratoria DD 14,1 AL Da la simulariana numerica
di AP, tra la prova di laboratorio PR_14_1_AL_R e la simulazione numerica
compressiona managesiala PP 4 1 AL P (in alta) a sul modella (in bassa)
Figure 5 8: Punti di riferimento reportesentati sul dispositivo sottoposto a prova di
compressione monoassiale PR 14 1 AL R (in alto) e sul modello (in basso) 97
Figura 5-9: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo ad
un livello RA in configurazione indeformata 98
Figura 5-10: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in
funzione dell'avanzamento della prova AP [%]: in nero si riportano i dati inerenti la
prova sperimentale PR 4 1 AL R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica 99
Figura 5-11: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera grecata) in funzione
dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova
sperimentale PR_4_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica
Figura 5-12: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata) in funzione
del'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova
sperimentale PR_4_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica 100
Figura 5-13: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo ad
un livello RA in configurazione indeformata
Figura 5-14: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in
funzione dell'avanzamento della prova [%]; in rosso si riportano i dati inerenti la prova
sperimentale PR_14_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica 101
dell'avanzamento della prova AB [9/]: in resso si ripertano i deti increnti la prova
sperimentale PR 1/1 AL R in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica 102
Figure 5-16: Spostemento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata) in funzione
dell'avanzamento della prova AP [%]: in rosso si riportano i dati inerenti la prova
sperimentale PR 14 1 AL R in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica 102
Figura 5-17: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova
PR 4 1 AL R ed alla simulazione numerica
Figura 5-18: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova
PR 14 1 AL R ed alla simulazione numerica
Figura 5-19: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale
δ [mm]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_5_2_RA_R, in blu
i risultati della simulazione numerica105
Figura 5-20: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale
δ [mm]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu
i risultati della simulazione numerica
Figura 5-21: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale
o [mm], in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in
blu i risultati della simulazione numerica

Figura 5-22: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR 5 2 RA R, in blu i Figura 5-23: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento della prova AP, tra la prova di laboratorio PR_5_2_AL_R e la simulazione numerica107 Figura 5-24: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR 6 2 CA R, in blu i risultati della simulazione numerica108 Figura 5-25: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento della prova AP, tra la prova di laboratorio PR 6 2 CA R e la simulazione numerica Figura 5-26: Energy Absorption [J] in funzione della deformazione assiale [%]. In nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR 13 2 MA R; in blu i risultati Figura 5-27: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento della prova AP, tra la prova di laboratorio PR 6 2 CA R e la simulazione numerica Figura 5-28: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR 5 2 AL R (in alto) e sul modello (in basso)......111 Figura 5-29: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo a due livelli MA in configurazione indeformata112 Figura 5-30: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; In nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 5 2 AL R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-31: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale intermedia) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 5 2 AL R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-32: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 5 2 AL R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-33: Spostamento assiale [mm]del nodo 37 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 5 2 AL R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-34: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR 6 2 CA R (in alto) e sul modello (in basso)......115 Figura 5-35: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo a Figura 5-36: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 6 2 CA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-37: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la

prova sperimentale PR 6 2 CA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-38: Spostamento assiale [mm]del nodo 37 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 6 2 CA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-39: Spostamento assiale [mm]del nodo 76 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; In nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 6 2 CA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-40: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR 13 2 MA R (in alto) e sul modello (in basso)......119 Figura 5-41: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo a due livelli MA in configurazione indeformata120 Figura 5-42: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 13 2 MA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-43: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 13 2 MA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-44: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 13 2 MA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-45: Spostamento assiale [mm]del nodo 38 (lamiera grecata superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 13 2 MA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica Figura 5-46: Spostamento assiale [mm]del nodo 76 (lamiera orizzontale intermedia) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR 13 2 MA R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica 122 Figura 5-47: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova Figura 5-48: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova Figura 5-49: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla simulazione Figura 5-50: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova Figura 5-51: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla simulazione Figura 6-1: Proiezione ortogonale del punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata (a sinistra) e parabolico (a destra)......129 Figura 6-2: Modelli numerici per dispositivi di dissipazione energetica ad un livello assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta un modello costituito da un punzone cilindrico, in (b) assume una forma parabolica, in (c) è schematizzato come un

Figura 6-3: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR 4 1 AL R; in blu, la curva sperimentale della PR 14 1 AL R131 Figura 6-4: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide; in nero, la curva sperimentale della PR 4 1 AL R; in blu, la curva sperimentale della PR 14 1 AL R......131 Figura 6-5: Confronto delle curve F- δ numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello ad un Figura 6-6: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica ad un livello assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di Figura 6-7: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della Figura 6-8: Modelli numerici per dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta un modello costituito da un punzone cilindrico, in (b) assume una forma parabolica, in (c) è schematizzato come un Figura 6-9: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR 5 2 AL R 134 Figura 6-10: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide circolare; in nero, la curva sperimentale della PR 5 2 AL R 134 Figura 6-11: Confronto delle curve F-8 numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello a due Figura 6-12: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di Figura 6-13: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della Figura 6-14: Modelli numerici per dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta un modello costituito da un punzone cilindrico, in (b) assume una forma parabolica, in (c) è schematizzato come un Figura 6-15: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR 6 2 CA R 137 Figura 6-16: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide circolare; in nero, la curva sperimentale della PR 6 2 CA R......137

Figura 6-17: Confronto delle curve F-8 numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello a due Figura 6-18: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione CA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di Figura 6-19: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della Figura 6-20: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR 13 2 MA R139 Figura 6-21: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide circolare; in nero, la curva sperimentale della PR 13 2 MA R.....140 Figura 6-22: Confronto delle curve F-8 numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello a due Figura 6-23: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione MA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di Figura 6-24: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della

Figura A1- 1: Formazione e crescita delle cerniere plastiche al di sotto del punzoneI Figura A1- 2: Crescita progressiva delle cerniere plastiche e graduale incremento dell'area di contattoI Figura A1- 3: Deformazione della lamiera grecata a seguito dell'interruzione della prova di punzonamento.....I

Figura A3- 1: Suddivisione in tratti del ramo elastico	V
Figura A3- 2: Condizione iniziale di prova - assenza di contatto tra lastra s	uperiore e
lamiera grecata	V
Figura A3- 3: Formazione e crescita delle cerniere plastiche	VI
Figura A3- 4: Sollevamento di un lembo della lastra superiore del pannello sar	ndwich VI
Figura A3- 5: Anomalia nell'andamento della curva F-8 dovuta ad effetti di bo	ordoVII
Figura A3- 6: Deformazione del pannello a seguito dell'interruzione della	prova di
punzonamento - a sinistra - e dell'estrazione dalla macchina - a destra	VII

Figura A6-1: Deformazione elastica della lamiera orizzontale a contatto con il punzone XII Figura A6-2: Inizio plasticizzazione dei segmenti orizzontali della lamiera grecata ...XII Figura A6- 3: Crescita del primo livello di cerniere plastiche e messa in contatto con le lamiere orizzontali superiore ed intermedia.....XII Figura A6- 4: Anomalia dovuta al sollevamento del lembo della lamiera orizzontale superiore nella zona innanzi al punzone XIII Figura A6- 5: Deformazione elastica della lamiera orizzontale intermedia XIII Figura A6- 6: Anomalia dovuta al sollevamento del lembo della lamiera orizzontale superiore nella zona retrostante al punzone......XIII Figura A6- 7: Formazione di due nuovi livelli di cerniere plasticheXIV Figura A6- 8: Deformazione elastica della lamiera orizzontale a contatto con il piano della macchinaXIV Figura A6- 9: Propagazione di una cerniera plastica nella terza direzioneXIV Figura A6- 10: Schema rappresentativo della formazione delle cerniere plastiche in corrispondenza del core grecato superiore; in (a) sono evidenziati i punti in cui si formano le cerniere plastiche del primo ordine, in (b) sono evidenziate le cerniere plastiche del secondo ordine in fase di propagazione......XV Figura A6- 11: Schema rappresentativo della formazione delle cerniere plastiche in corrispondenza del core grecato inferiore; in (a) sono evidenziati i punti in cui si formano le cerniere plastiche del terzo ordine, in (b) sono evidenziate le cerniere plastiche del quarto ordine in fase di propagazione......XV

Figura B1- 2: Scala di colori utilizzata dal codice FEM per la rappresentazione del campo degli spostamenti (U), in millimetri, caratterizzanti il modello numerico oggetto di studio.....XIX

Figura B2- 1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_4_1_AL_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra)

 Figura B4- 1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_6_2_CA_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra) XXV Figura B4- 2: Scala di colori utilizzata dal codice FEM per la rappresentazione del campo degli spostamenti (U), in millimetri, caratterizzanti il modello numerico oggetto di studio......XXV

Figura	B5-	1:	Confronto	tra	la	deformazione	del	pannello	sottoposto	alla
PR_13_	_2_MA	A_R	(a destra) e	quella	a de	finita mediante	simu	lazione nur	nerica (a sini	stra)
									XX	VIII
Figura	B5- 2	: Sc	ala di coloi	i util	izza	ta dal codice l	FEM	per la rapp	presentazione	e del
campo	degli s	post	tamenti (U),	in m	illin	netri, caratterizz	zanti i	l modello i	numerico og	getto
di studi	o								XX	VIII

Indice delle tabelle

Tabella 1-1: Classificazione dei fenomeni franosi (Cruden e Varnes, 1996)7
Tabella 1-2: Scala di velocità dei fenomeni franosi e dei danni osservabili (Cruden e
<i>Varnes</i> , 1994)
Tabella 1-3: Classificazione basata sul volume della massa spostata (Fell, 1994)9
Tabella 1-4: Matrice di rischio 15
Tabella 1-5:Sala di pericolosità delle frane in riferimento a differenti periodi di ritorno
(Fell, 1994)
Tabella 1-6: Scala di rischio specifico per beni ed attività (<i>Fell</i> , 1994)
Tabella 2-1: Dimensioni geometriche dei moduli di lamiera e delle celle trapezoidali . 38
Tabella 2-2: Proprietà meccaniche dell'acciaio
Tabella 2-3: Caratteristiche geometriche del rivetto cieco 39
Tabella 3-1: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
Test 08 10 2018-1
Tabella 3-2: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
Test 08 10 2018-2
Tabella 3-3: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
PR 4 1 RA R
Tabella 3-4: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
PR 14 1 RA R
Tabella 3-5: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
PR 5 2 RA R
Tabella 3-6: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
PR 6 2 CA R
Tabella 3-7: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati –
PR 13 2 MA R
Tabella 3-8: EA [J] per le diverse percentuali di avanzamento della prova – Test
08 10 2018-1
Tabella 3-9: EA [J] per i differenti pannelli sandwich testati
Tabella 3-10:Volume [mm ³] e massa [kg] dei pannelli sandwich sottoposti a prova di
compressione monoassiale
Tabella 3-11: SEA _m [kJ/kg] e SEA _V [kJ/m ³] in riferimento all'intero pannello 750mm
X 750mm
Tabella 4-1: Caratteristiche geometriche dei provini sottoposti a prova di trazione 83
Tabella 4-2: Valori del modulo elastico [GPa] per il punto medio di ciascuno dei 12
intervalli compresi tra 80 MPa e 320 MPa – B.Tr.01
Tabella 4-3: Caratteristiche elastiche e plastiche dei tre provini sottoposti a prova di
trazione
Tabella 4-4: Caratteristiche meccaniche del materiale 87
Tabella 4-5: Schiacciamento del pannello [mm] dovuto ad un progressivo
abbassamento del punzone
Tabella 4-6: Spostamenti e rotazioni impedite per ciascun elemento del modello
Tabella 4-7: Dimensione globale approssimativa degli elementi di discretizzazione -
Pannello ad uno strato
Tabella 4-8: Dimensione globale approssimativa degli elementi di discretizzazione -
Pannelli a due strati
Tabella 5-1:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo ad un layer di
tipo AL

Tabella 5-2: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate Tabella 5-3: Coordinate y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in Tabella 5-4: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in Tabella 5-5: Tabella 5-6:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo a due livelli di Tabella 5-7: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate Tabella 5-8: Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in configurazione indeformata e valore del fattore di scala......112 Tabella 5-9:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo a due livelli di Tabella 5-10: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle Tabella 5-11: Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in Tabella 5-12:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo a due livelli di Tabella 5-13: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in Tabella 5-14: Tabella 6-1: Volume [mm³] di un quarto di punzone in funzione alle differenti Tabella 7-1: Valori sperimentali e numerici di EA[J] e scarto energetico ε_{EA} [%] in Tabella 7-2: Carico trasmesso F_{Sperim} [kN] in corrispondenza del passaggio tra comportamento elastico e plastico per la curva sperimentale e relativo spostamento assiale δ [kN]; F_{Num} [kN] si riferisce al carico trasmesso numericamente per il medesimo valore di δ [kN]144 Tabella 7-3: Carico trasmesso F_{Num} [kN] in corrispondenza del passaggio tra comportamento elastico e plastico per la curva numerica e relativo spostamento assiale δ [kN]; F_{Sperim} [kN] si riferisce al carico trasmesso sperimentalmente per il medesimo Tabella A1- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP II Tabella A2- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova APIV Tabella A3- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova APVII Tabella A4- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova APIX

Tabella	A5-	1:	EA	[J],	SEA _n	[kJ/kg]	e	$\text{SEA}_{\rm V}$	$[kJ/m^3]$	per	le	diverse	percentuali	di
avanzan	iento	de	lla p	rova	AP		••••					•••••		XI

Tabella A6- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova APXVI

Tabella B1- 1: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova [%] in riferimento alla simulazione numericaXVII Tabella B1- 2: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione di AP, tra la prova di laboratorio PR_4_1_AL_R e la simulazione numericaXVII

Simbologia adottata

- AP [%] percentuale di avanzamento della prova
- [B(x,y,z)] matrice delle derivate delle funzioni di forma
- [C] matrice di smorzamento
- δ [mm] spostamento assiale
- [D] matrice di elasticità
- ε [mm/mm] deformazione assiale
- ε_{EA} [-] scarto energetico
- ε_D [mm/mm] deformazione di densificazione
- ε_{f} , ε_u [mm/mm] deformatione ultima
- ε_y [mm/mm] deformazione di snervamento
- E [GPa] modulo elastico, modulo di Young
- E_P [GPa] modulo di indurimento (hardening modulus)
- EA [J] energia assorbita
- EA_{tot}[J] energia assorbita al termine della prova pseudo-statica
- f_{v} [MPa] tensione di snervamento
- f_u [MPa] tensione ultima
- F [kN] carico di punzonamento trasferito al substrato rigido
- F_P [kN] carico di plasticizzazione
- G [GPa] modulo di taglio
- H pericolosità
- K_n coefficiente di restituzione normale
- K_t coefficiente di restituzione tangenziale
- [K] matrice di rigidezza globale
- $[K]_{e}$ matrice di rigidezza per ciascun elemento discretizzato
- λ [1/°C] coefficiente di espansione termica lineare
- L_{VE} [J] lavoro virtuale esterno
- L_{Vi} [J] lavoro virtuale interno
- [*m*] matrice delle masse
- M_{P} [kN·m] momento plastico

- v [-] coefficiente di Poisson
- N_{Cr} , P_{Cr} [kN] carico critico di Eulero
- [N(x,y,z)] matrice delle funzioni di forma
- P probabilità di occorrenza di un fenomeno franoso
- $P_{(a)s}$ probabilità di rottura mediante il criterio sociale
- $P_{(a)e}$ probabilità di rottura mediante il criterio economico
- $P_{(a)se}$ probabilità di rottura mediante il criterio socio-economico
- q_{Cr} [MPa] carico distribuito critico
- q_p [MPa] pressione di collasso
- $\rho_c [\text{kg/m}^3]$ densità propria del dispositivo
- ρ_s [kg/m³] densità del materiale costituente il dispositivo
- ρ^* [kg/m³] densità relativa del dispositivo alveolare
- R rischio totale
- [R] vettore delle forze
- R_F [kN] reazione del paramento a seguito dell'impatto
- $R_{m,28gg}$ [MPa] resistenza media a compressione a 28 giorni
- R_S rischio specifico
- σ [MPa] tensione normale
- σ_y , Y [MPa] tensione di snervamento
- σ_t [MPa] resistenza a trazione
- σ_u [MPa] tensione ultima
- SEA_m [J/kg] energia specifica
- SEA_V [J/m³] densità di energia
- t [s] tempo di avanzamento della prova pseudo-statica
- $t_{MAX,FEA}$ [s] tempo corrispondente al completamento della simulazione
- t_{FEA} [s] generico istante temporale della simulazione numerica
- tsperimentale [s] Generico istante temporale del test di laboratorio
- *T* [anni] periodo di ritorno di un evento franoso
- [u(x,y,z)] campo degli spostamenti

[u]e vettore degli spostamenti dei singoli elementi discretizzati

V vulnerabilità

 V_{an} componente normale della velocità del blocco prima di un impatto

 V_{at} componente tangenziale della velocità del blocco prima di un impatto

 V_{bn} componente normale della velocità del blocco a seguito di un impatto

 V_{bt} componente tangenziale della velocità del blocco a seguito di un impatto

W valore degli elementi a rischio

 W_L danno potenziale

INTRODUZIONE

Il territorio nazionale, a causa delle sue caratteristiche geomorfologiche, è fortemente interessato da problemi connessi all'attività franosa ed idraulica. Per via dell'elevata intensità e della severità delle conseguenze di tali fenomeni, negli ultimi anni, è esponenzialmente aumentato l'interesse nei confronti di tale argomento. Sia su scala nazionale che internazionale, numerosi studi sono stati condotti al fine di valutare la pericolosità ed il conseguente rischio connesso ai fenomeni sopracitati. L'attenzione nei confronti di tale aspetto non è fine a se stessa, ma è scaturita dal bisogno di mitigare il rischio mediante interventi preventivi e protettivi.

Nel seguito, ci si focalizzerà sui crolli in roccia (*rock falls*), con particolare riferimento alla caduta massi ed alla sua possibile interazione con edifici civili ubicati in territori potenzialmente esposti a questo tipo di fenomeno. Il presente lavoro si occupa dello studio della mitigazione del rischio per edifici civili esposti a caduta massi.

In generale, per la valutazione del rischio occorre identificare il pericolo (*hazard identification*), quindi stimare attentamente l'esposizione (*exposure*), cioè i beni presenti sul territorio e la loro vulnerabilità (*vulnerability*). N ella presente tesi particolare attenzione sarà rivolta alla valutazione ed alla riduzione della vulnerabilità strutturale degli elementi a rischio. Riducendo tale vulnerabilità si andrà conseguentemente a mitigare il rischio.

A tal fine lo studio è incentrato sull'analisi di un sistema di dissipazione energetica per eventi di caduta massi. Il dispositivo, costituito da più strati di pannelli sandwich in lamiera metallica (liscia o grecata), è pensato per essere applicato sul paramento murario dell'edificio rivolto a monte. Esso, una volta impattato il blocco, si deformerà plasticamente contribuendo alla dissipazione dell'energia cinetica posseduta dal blocco e preservando l'integrità dell'elemento edilizio retrostante.

Lo scopo di questo lavoro di tesi è l'interpretazione di alcune prove di laboratorio (condotte da un gruppo di ricerca del DISEG) relative a questa tipologia di pannelli dissipatori e la conseguente validazione di un modello numerico agli elementi finiti rappresentativo delle stesse.

Nel Capitolo 1, dopo una sintetica descrizione circa le principali caratteristiche che contraddistinguono i differenti movimenti di roccia, terra o detriti lungo un versante, verrà affrontato il discorso relativo all'analisi del rischio (*risk assessment*) legato alla caduta massi, alla sua valutazione (*risk evaluation*) e conseguente gestione (*risk management*).

Nel Capitolo 2 si passa ad una breve descrizione delle caratteristiche dei sistemi di dissipazione energetica presenti in letteratura. L'attitudine di un pannello a deformarsi è condizionata dalle sua geometria e dalle sue proprietà meccaniche; prima di definire le caratteristiche dei dispositivi di cui bisognerà analizzare il comportamento, è utile descrivere il principio di funzionamento di un generico sistema assorbitore. Viene quindi presentato il dispositivo proposto per la cauta massi di cui viene illustrata la geometria, il funzionamento ed il processo dissipativo/deformativo.

All'interno del Capitolo 3 è introdotta la tipologia di prova condotta in laboratorio ed i risultati ottenuti. Le strutture di dissipazione energetica, durante l'interazione con i massi, sono sollecitate mediante azioni dinamiche pertanto, per l'analisi della loro risposta a seguito di un urto, bisognerebbe prediligere un'indagine di tipo dinamico. Tale approccio, per via della complessità di realizzazione delle prove e della difficile interpretazione dei risultati, viene inizialmente sostituito da un'indagine semplificata di tipo pseudo-statico. Il vantaggio di quest'ultimo modo di operare risiede nella possibilità di avere un maggiore controllo del

fenomeno grazie alla ridotta velocità di applicazione del carico rispetto al caso reale. Mediante questa prima e semplificata analisi, è possibile valutare il valore del carico trasmesso al substrato e l'energia assorbita (*EA*) per i differenti livelli deformativi raggiunti in fase di prova. La stima di EA è fondamentale in quanto, dal confronto tra tale grandezza e l'energia cinetica rilasciata dal masso durante l'urto, è possibile definire l'efficacia del dispositivo scelto. Per una maggiore comprensione delle capacità dissipative del pannello sandwich studiato, è possibile riferire l'energia assorbita all'unità di massa e/o di volume, definendo così l'energia specifica e/o la densità di energia.

Nel Capitolo 4 si illustrano le caratteristiche dei modelli numerici rappresentativi delle prove sperimentali. Per avviare una simulazione numerica, tramite un codice FEM, è infatti essenziale disporre delle caratteristiche geometriche e meccaniche del dispositivo e delle caratteristiche degli elementi di connessione tra i differenti strati che lo costituiscono; è indispensabile definire le condizioni di carico ed al contorno; infine, in base alla tipologia di problema, è fondamentale la scelta della mesh e della tipologia di analisi da condurre.

Per la determinazione dei parametri meccanici del materiale si fa riferimento a prove di caratterizzazione, da cui è possibile determinare il modulo elastico, la tensione di snervamento e la tensione ultima. A seguito della creazione del modello e della conseguente analisi, verranno elaborate e rappresentate le informazioni in uscita, sottoforma di grafici ed immagini. Le simulazioni numeriche, così come le prove pseudo-statiche, forniscono risultati in termini di curve forza-spostamento da cui è possibile definire l'energia assorbita a seguito dell'impatto.

Il Capitolo 5 è dedicato alla comparazione tra i risultati delle prove sperimentali e delle simulazioni numeriche mediante cui è possibile avviare il processo di *validazione* dei modelli numerici creati. Per ciascuno dei dispositivi studiati, la validazione verrà eseguita mediante confronto tra le differenti percentuali di energia assorbita all'avanzare della deformazione tra le deformate per differenti stadi temporali e mediante il confronto dei picchi tensionali che segnano il passaggio dal tratto elastico a quello plastico.

Infine, nel Capitolo 6 si riportano i risultati ottenuti da rapide analisi parametriche condotte facendo riferimento a punzoni costituiti da forme geometriche differenti.

CAPITOLO 1

RISCHIO STRUTTURALE PER CADUTA MASSI

All'interno del presente Capitolo, a seguito di una breve trattazione teorica in merito alla classificazione dei fenomeni franosi, ci si concentrerà sui crolli in roccia (*rock falls*); verrà successivamente approfondita la questione inerente al *rischio strutturale* per caduta massi, ponendo particolare attenzione al concetto di *vulnerabilità strutturale* associato agli edifici civili potenzialmente coinvolti dall'impatto di un blocco staccatosi da un versante.

La sensibilità nei confronti del rischio e della vulnerabilità strutturale, e la necessità di una loro minimizzazione, si è sviluppata a seguito di eventi catastrofici che hanno segnato e continuano a segnare drammaticamente il territorio nazionale ed internazionale; si citano a titolo di esempio la frana verificatasi in Yosemite (California) nel 2017, quella di Fiumelatte (Varenna, LC) del 2003, o ancora quella di Andorra nel 1969.

Il territorio italiano, a causa della sua geomorfologia (è costituito per circa il 75% da montagne e colline), è fortemente interessato da fenomeni franosi; per via dell'elevata intensità e della severità delle conseguenze di tali fenomeni, nel tempo, è maturata l'esigenza di costituire un inventario omogeneo ed aggiornato dei fenomeni franosi sull'intero territorio nazionale. Tale catalogazione, racchiusa all'interno del Progetto IFFI¹, è vista come uno strumento indispensabile per la conoscenza, la pianificazione territoriale e la riduzione del rischio da frana ed idraulico, coinvolgendo tutte le strutture dello Stato nazionali e locali con competenze nel campo della difesa del suolo.

Su scala internazionale, l'Assemblea Generale delle Nazioni Unite (UNGA) ha promosso la costituzione, nell'ambito dell'UNESCO², di una Commissione delle Società Geotecniche Internazionali per il censimento dei fenomeni franosi (a livello mondiale) guardando ad un criterio uniformato per quanto riguarda la descrizione e la classificazione delle frane. Tale lavoro, frutto di una collaborazione internazionale tra diverse società geotecniche, viene generalmente citato in letteratura facendo riferimento alla sigla WP/WLI, acronimo inglese di *Working Party on World Landslide Inventory*.

¹ Il Progetto IFFI (Inventario dei Fenomeni Franosi in Italia), realizzato dall'ISPRA (Istituto Superiore per la Protezione e la Ricerca Ambientale) e dalle Regioni e Province Autonome, fornisce un quadro dettagliato sulla distribuzione dei fenomeni franosi sul territorio italiano. I fenomeni franosi attualmente censiti sono 620.808 e coinvolgono un'area di circa 23.700 km², pari al 7,9% del territorio nazionale. I dati sono aggiornati al 2017 per la Regione Umbria; al 2016 per le regioni Emilia Romagna, Friuli Venezia Giulia, Liguria, Piemonte, Sicilia, Valle d'Aosta e per la Provincia autonoma di Bolzano; al 2015 per la Toscana; al 2014 per la Basilicata e la Lombardia. Per le restanti regioni i dati sono aggiornati al 2007.

² L'UNESCO, acronimo di "Organizzazione delle Nazioni Unite per l'Educazione, la Scienza e la Cultura", è un'organizzazione istituita a Parigi nel 1946 che, oltre ad impegnarsi affinché venga garantita la pace internazionale e la prosperità dei popoli tramite il dialogo interculturale, il rispetto dell'ambiente e le buone pratiche dello sviluppo sostenibile, si occupa della cooperazione scientifica tra le nazioni con l'obiettivo di monitorare e prevenire le catastrofi ambientali.

1.1 Definizione e classificazione dei fenomeni franosi

I fenomeni franosi possono essere definiti come il movimento di una massa di roccia, terra o detriti lungo un versante (Cruden e Varnes, 1996). Le cause di innesco ed evoluzione di tali movimenti di versante, scindibili in predisponenti e scatenanti, sono attribuibili a diversi fattori tra cui naturali, geologici, idrogeologici ed antropici. Più nel dettaglio, la predisposizione di un'area ad essere interessata da un fenomeno franoso è condizionata dalla tipologia e dall'eventuale stratificazione del materiale, dalla pendenza del versante, dalla presenza di famiglie di faglie o discontinuità e dalla loro spaziatura e persistenza, dalla presenza di acqua e dalla permeabilità del materiale, da cicli di gelo-disgelo, dalla realizzazione di scavi o trincee ed anche dallo svolgimento di attività di disboscamento (Varnes, 1984). Il naturale equilibrio a cui è soggetto un versante può venire meno anche per effetto di sollecitazioni esterne di tipo sismico o a causa di intense precipitazioni. La compresenza di alcune delle potenziali cause appena menzionate concorrono al raggiungimento di una condizione di instabilità dettata dalla prevalenza degli sforzi gravitazionali sulla resistenza al taglio; ciò può essere dovuto o ad un incremento lato sollecitazioni, o ad una riduzione della resistenza al taglio. Quest'ultima è il prodotto della combinazione tra le forze di attrito meccanico, generate lungo i piani di scorrimento, e le forze di coesione tra gli elementi costituenti il materiale coinvolto.

I cinematismi che si originano, per via dei molteplici parametri che li governano, sono difficili da definire e, nel corso degli anni, sono state proposte numerose classificazioni, tra cui quella di Hutchinson del 1968 (aggiornata nel 1988) e di Hungr del 2001; attualmente il sistema di classificazione dei movimenti franosi più frequentemente adottato dalla comunità scientifica è quello proposto da Varnes (1978) che si basa sulla caratterizzazione in relazione al *tipo* e *velocità di movimento* ed al *materiale coinvolto*.

I tipi di movimento relativo, tra materiale mobilitato e superficie di scorrimento, possono essere ricondotti alle seguenti categorie:

- Crollo (fall), fenomeno fisico caratterizzato da improvviso distacco di materiale roccioso che avanza con estrema rapidità verso valle depositandosi ai piedi del versante (Figura 1-1);
- *Ribaltamento (topple)*, caratterizzato da movimento rotazionale di roccia o terreno attorno ad un punto di rotazione situato al di sotto del baricentro della massa coinvolta (Figura 1-2);
- Scorrimento rotazionale e traslazionale (slide), caratterizzato dallo scivolamento, a velocità variabile, di un volume più o meno contenuto di roccia o terreno lungo una o più superfici curve o piane (Figura 1-3);
- *Espandimento laterale (spreading)*, fenomeno caratterizzato dall'assenza di una superficie basale di scorrimento, bensì di liquefazione o deformazione plastica nel materiale sottostante al volume instabile (Figura 1-4);
- Colata lenta e rapida (flow), caratterizzate entrambe da difficile previsione a cui si associano molteplici superfici di scorrimento, sono costituite da un mix di materiale granulare incoerente ed acqua che si propaga verso valle, con velocità che possono raggiungere un ordine di grandezza di 10 metri al secondo, fino ad arrestarsi a valle in un punto a bassissima pendenza (Figura 1-5);
- Fenomeno complesso (Complex), risultato della combinazione di due o più tipologie di movimento descritte sopra in cui non si presenta una tipologia di movimento principale.

Il materiale coinvolto dal movimento franoso, che può essere sia lapideo che sciolto, deve essere classificato secondo lo stato in cui si trova prima del movimento iniziale oppure, se il tipo di movimento subisce un cambiamento nel tempo, secondo lo stato che lo caratterizza prima della manifestazione di tale cambiamento. In accordo con la teoria di Varnes, il materiale coinvolto è classificabile come (Varnes, 1978):

- Roccia (rock), aggregato naturale di granuli o minerali legati da elevata coesione, formatasi a seguito di processi spontanei, caratterizzata da piani di discontinuità che ne influenzano il comportamento globale;
- *Terreno (soil)*, aggregato naturale di granuli o minerali con componente a grana fine superiore all' 80% che , dopo un prolungato contatto con l'acqua, tende a diventare plastico;
- *Detrito (debris)*, aggregato naturale di granuli o minerali con componente a grana grossa compresa tra il 20 e l'80% a cui si associa una coesione bassa o addirittura nulla.



Figura 1-1: Esempio di crollo in roccia e rappresentazione semplificata del meccanismo (*Pirulli, A.A. 2016-2017*)



Figura 1-2: Esempio di ribaltamento in roccia e rappresentazione semplificata del meccanismo (*Pirulli, A.A. 2016-2017*)



Figura 1-3: Esempio di scorrimento traslazionale in roccia in alto, esempio di scorrimento rotazionale in terreno in basso e rappresentazione semplificata del meccanismo (*Pirulli, A.A. 2016-2017*)



Figura 1-4: Esempio di espansione laterale in terreno e rappresentazione semplificata del meccanismo (*Pirulli, A.A. 2016-2017*)



Figura 1-5: Esempio di colata detritica e rappresentazione semplificata del meccanismo (*Pirulli, A.A. 2016-2017*)

Nel seguito si riporta la classificazione di Varnes in forma tabulare (Tabella 1-1).

	Tipo di materiale			
Tipo di	Roccia	Detrito	Terra	
movimento				
Crollo	Crollo in roccia	Crollo di detrito	Crollo di terra	
Ribaltamento	Ribaltamento in roccia	Ribaltamento in roccia	Ribaltamento di terra	
Scorrimento	Scorrimento	Scorrimento	Scorrimento	
traslazionale	traslazionale in roccia	traslazionale di detrito	traslazionale di terra	
Scorrimento	Scorrimento	Scorrimento	Scorrimento	
rotazionale	rotazionale in roccia	rotazionale di detrito	rotazionale di terra	
Espandimento	Espandimento in roccia	Espandimento di detrito	Espandimento di terra	
Colata	Colata in roccia	Colata di detrito	Colata di terra	
Frane complesse	ane complesse Combinazione di due o più tipi di movimento nello spazio e/o nel tempo			

Tabella 1-1: Classificazione dei fenomeni franosi (Cruden e Varnes, 1996)

I fenomeni franosi sopra definiti, pur presentando differenti caratteristiche, sono accomunati dalle medesime fasi, ossia: *innesco (distacco)*, *evoluzione (propagazione)* ed *arresto (deposito)* (Figura 1-6).



Figura 1-6: Rappresentazione grafica delle fasi dei fenomeni franosi (Pirulli, A.A. 2016-2017)

L'innesco rappresenta la fase in cui la massa coinvolta dal fenomeno franoso, per effetto della compresenza di molteplici cause, inizia il suo moto lungo il pendio; l'evoluzione è caratterizzata dalla propagazione del volume di materiale movimentato lungo la superficie di scivolamento definita allo step precedente; infine, l'arresto del cinematismo prevede l'accumulo di materiale al piede del corpo frana a causa della dissipazione energetica dovuta all'attrito, agli urti contro ostacoli naturali ed artificiali lungo il percorso e alla disgregazione del materiale durante il moto.

Al fine di descrivere le frane in modo chiaro ed evitare l'insorgenza di dubbi durante la loro trattazione, nel corso del tempo, si è resa necessaria l'adozione di una nomenclatura valida a livello internazionale relativamente alle parti fondamentali di un movimento franoso.

Facendo riferimento alla nomenclatura proposta da Varnes nel 1978 ed alle successive modifiche ed integrazioni eseguite da parte di altri studiosi, ad esempio nell'ambito del WP/WLI, è possibile individuare una zona di distacco (zone of depletion) ed una di accumulo (zone of accumulation). Fanno parte della zona di distacco la nicchia di distacco, la scarpata principale, la testata, la scarpata secondaria, la superficie di rottura ed il corpo principale; alla zona di accumulo appartengono la superficie di separazione ed il piede (Figura 1-7).

La zona d'innesco rappresenta l'area in cui il materiale, a seguito del distacco, avanza lungo la superficie di rottura; a seguito di tale movimento, il materiale coinvolto dal fenomeno si trova ad una quota inferiore rispetto a quella originaria del versante.

La zona di deposito è caratterizzata dall'accumulo del materiale movimentato; lungo quest'area il materiale depositato si trova ad una quota superiore rispetto a quella del pendio in condizioni di stabilità.



Figura 1-7: Nomenclatura delle frane (Cruden e Varnes, 1996)

Un aspetto considerevole, associato ai fenomeni franosi, è l'*intensità* che esprime l'energia caratterizzante il fenomeno. In base alla velocità di avanzamento della massa in moto, è possibile definire sette differenti classi di intensità (Tabella 1-2). Un'ulteriore suddivisione può essere effettuata in riferimento ai volumi di massa movimentati dall'evento franoso (Tabella 1-3).

Classe	Descrizione	Danni osservabili	Velocità [mm/s]
7	Estremamente rapida	Catastrofe di eccezionale violenza. Edifici distrutti per l'impatto del materiale spostato. Molti morti. Fuga impossibile.	>5·10 ³
6	Molto rapida	Perdita di alcune vite umane. Velocità troppo elevata per permettere l'evacuazione delle persone.	$5.10^{1} \div 5.10^{3}$
5	Rapida	Evacuazione possibile. Distruzione di strutture, immobili ed installazioni permanenti.	5·10 ⁻¹ ÷5·10 ¹
4	Moderata	Alcune strutture temporanee o poco danneggiabili possono essere mantenute.	$5.10^{-3} \div 5.10^{-1}$
3	Lenta	Possibilità di intraprendere lavori di restauro durante il movimento. Le strutture meno danneggiabili possono essere mantenute con frequenti lavori di rinforzo se il movimento totale non è troppo grande durante una particolare fase di accelerazione.	5·10 ⁻⁵ ÷ 5·10 ⁻³
2	Molto lenta	Alcune strutture permanenti non possono essere danneggiate dal movimento.	5·10 ⁻⁷ ÷ 5·10 ⁻⁵
1	Estremamente lenta	Impercettibile senza strumenti di monitoraggio. Costruzione di edifici possibile con precauzioni.	<5.10-7

Tabella 1-2: Scala di velocità dei fenomeni franosi e dei danni osservabili (Cruden e Varnes, 1994)

Descrizione	Volume [m ³]
Estremamente grande	$>5.10^{6}$
Molto grande	$1.10^{6} \div 2.10^{6}$
Da media a grande	$2.5 \cdot 10^5 \div 1 \cdot 10^6$
Media	$5.10^4 \div 2.5.10^5$
Piccola	$5 \cdot 10^3 \div 5 \cdot 10^4$
Molto piccola	$5 \cdot 10^2 \div 5 \cdot 10^3$
Estremamente piccola	$<5.10^{2}$

Tabella 1-3: Classificazione basata sul volume della massa spostata (Fell, 1994)

Osservando la Tabella 1-2 emerge che maggiore è la velocità del movimento franoso, maggiori saranno i danni potenziali che quest'ultimo sarà in grado di produrre; inoltre, dall'analisi di numerose osservazioni, effettuate su differenti casi reali nel corso del tempo, si è notato che non necessariamente ad un grande volume di materiale movimentato corrisponde un elevato danno osservabile infatti, talvolta, cinematismi caratterizzati da piccole dimensioni ed elevate velocità hanno delle conseguenze peggiori rispetto a fenomeni dal volume movimentato elevato che, però, avanza a basse velocità. A riprova di ciò, basti pensare che una vasta frana che mobilita centinaia di milioni di metri cubi di materiale, con un avanzamento di qualche mm/anno, può causare solo lievi danni agli edifici o alle infrastrutture. Al contrario, un crollo di poche centinaia di metri cubi, che avanza con velocità elevate (ordine dei 10 m/s), può causare danni significativi non solo alle strutture ma anche in termini di perdita di vite umane (*Corominas et al., 2014*).

Dopo questa generale descrizione delle principali caratteristiche delle frane, si esaminerà più nel dettaglio il fenomeno dei crolli in roccia, con particolare riferimento alla caduta massi, poiché il presente elaborato si occupa della dello studio di un dispositivo di dissipazione energetica volto all'assorbimento dell'energia rilasciata da un blocco di roccia, interagente con esso, al fine di ridurre la vulnerabilità della costruzione civile su cui viene installato.

1.1.1 Frane da crollo in roccia

Il crollo (*fall*) è un fenomeno fisico caratterizzato da improvviso distacco di materiale, generalmente roccioso, da pendii estremamente acclivi con pareti aventi un'inclinazione maggiore o uguale a 45 gradi. I frammenti di roccia sono caratterizzati da volumetria variabile tra alcuni decimetri e diverse centinaia di metri cubi; il materiale staccatosi avanza con estrema rapidità verso valle (fino a 30 m/s), per effetto della gravità, depositandosi al piede del versante. In genere, si parla di crolli in roccia in quanto questo tipo di cinematismo coinvolge per lo più materiale roccioso, ma è importante ricordare che il fenomeno di crollo può interessare, anche se con minor frequenza, i terreni e i detriti. All'interno del presente lavoro di tesi, quando si cita il termine crollo si fa sempre riferimento al materiale roccioso.

Di seguito, si riportano alcuni esempi di crollo di materiale roccioso (Figura 1-8, Figura 1-9).



Figura 1-8: Esempio – a sinistra – di crollo in roccia con invasione della sede della Strada Statale nº134 (Tratto Castelsardo-Sedini, Sassari); esempio – a destra – di un fenomeno di crollo e ribaltamento con scivolamenti nel Comune di Ittiri, Sassari (*IFFI, 2007*)



Figura 1-9: Esempio – a sinistra- di caduta massi in Val Vigezzo (Piemonte) con invasione della linea ferroviaria Vigezzina-Centovalli (*Arpa Piemonte*)

Nonostante il meccanismo sia relativamente semplice da definire, le frane da crollo in roccia sono dei fenomeni molto complessi da analizzare sia per quanto riguarda la valutazione dell'equilibrio geostatico dei blocchi, che per la previsione delle traiettorie di propagazione dei massi poiché i parametri che regolano il moto, sin dalle sue fasi iniziali, sono affetti da numerose incertezze.

Le cause del distacco sono imputabili a fattori morfologici e strutturali dell'ammasso (caratteristiche geometriche del pendio, famiglie di discontinuità, spaziatura, persistenza e riempimento), a caratteristiche meccaniche (resistenza a taglio delle discontinuità e resistenza a trazione dei ponti di roccia qualora essi siano presenti) e ad eventuali sollecitazioni esterne (scalzamento al piede, crioclastesi³, bioclastesi⁴, azione eolica, attività sismica, transito di mezzi

³ Il crioslastismo, detto anche gelivazione, è definibile come il processo di degrado la cui responsabilità è attribuibile al ripetersi dei cicli di gelo e disgelo (*Gruppo Mineralogico Paleontologico Euganeo*).

o vibrazioni di origine antropica). Il crollo si manifesta a causa di un graduale passaggio da una situazione di stabilità ad una di instabilità.

I fenomeni di crollo, suddivisibili in *primari* e *secondari* a seconda che il distacco avvenga direttamente dalla parete rocciosa o come conseguenza di un urto da parte di altri corpi già in moto, possono evolvere in :

- *Caduta massi*, fenomeno a cui si associa il distaccamento di uno o più blocchi non interagenti tra loro che, durante il moto, possono assumere elevate energie cinetiche. In questo caso il volume totale movimentato non supera i 1000 m³.
- Crollo in massa, fenomeno caratterizzato da dimensioni elevate con volume superiore ai 1000 m³ (Cruden e Varnes, 1996).

Essendo i fenomeni franosi suddivisibili in tre fasi (*innesco*, *evoluzione* o *run-out*, e *deposito*), anche la caduta massi può essere rappresentata in questo modo sebbene non vi sia una linea di separazione netta tra queste tre aree, bensì una continua sovrapposizione tra zone di innesco e di deposito connesse alla tipologia di cinematismo in esame ed alla continua interazione tra i blocchi in moto e quelli depositati lungo il versante, che possono essere riattivati da volumi in caduta.

I meccanismi di instabilità, che concorrono alla definizione della fase di innesco del moto di un volume limitato di materiale definito da una famiglia di discontinuità (Figura 1-10), sono suddivisibili principalmente in *ribaltamento* e *scorrimento*.



Figura 1-10: Rappresentazione di sezioni di blocchi caratterizzati da potenziale instabilità. In A e C, la formazione del blocco è dovuta alla presenza di due giunti caratterizzati da inclinazione differente; in B, il masso potenzialmente instabile, è legato alla presenza di un giunto basale inclinato di β rispetto all'orizzontale; infine, in D è raffigurato un blocco aggettante delimitato posteriormente da una discontinuità verticale (*Paronuzzi e Serafini, 2005*)

La responsabilità del distacco del blocco è attribuita alla formazione di rotture per taglio o per trazione in corrispondenza di piani di discontinuità preesistenti. Le caratteristiche del moto dipendono dalla geometria del blocco e del pendio, oltre che dalla natura del materiale coinvolto.

La traiettoria del blocco, a seguito del distacco, è il risultato della combinazione di *ribaltamento* e/o *scivolamento*, *caduta libera*, *rimbalzo*, *rotolamento* ed infine *arresto* (Figura 1-11).

⁴ Il bioclastismo è un processo tramite cui, per effetto della produzione di sostanze acide da parte di organismi, come le radici delle piante e i licheni, si favorisce la disgregazione delle rocce (*Gruppo Mineralogico Paleontologico Euganeo*).



Figura 1-11: Moto di avanzamento di un masso a seguito del distacco (Del Maschio L., Gozza G. et al., 2007)

Lo scivolamento è caratterizzato da velocità ridotte e da una notevole dissipazione energetica per attrito; esso si manifesta per corte distanze ed è usualmente limitato alle prime fasi del crollo. La *caduta libera* è caratterizzata dalla rototraslazione del blocco rispetto ad un sistema di riferimento coerente con il blocco in caduta. Quando la traiettoria del crollo è verticale, si parla di caduta libera; al contrario, se il cinematismo di distacco implica la presenza di una componente orizzontale, si è in presenza di volo parabolico. Il rotolamento, generalmente osservabile in versanti la cui pendenza è modesta, è caratterizzato da velocità del masso non molto elevata e da un moto di tipo rototraslatorio. Il rimbalzo si presenta per lo più subito dopo la fase di caduta libera, a seguito della perdita di energia dovuta all'impatto del blocco sul versante; a seguito di tale collisione, il masso subisce una suddivisione in blocchi di volumetria minore. Il rotolamento è condizionato dalla forma del blocco di roccia, si manifesta infatti se il masso è sferico, cilindrico o ovale. L'arresto, coincidente con l'ultima fase del cinematismo, è caratterizzato dalla completa dissipazione dell'energia associata al blocco con conseguente interruzione del moto. A seguito dell'arresto, il volume in stabilizzato raggiunge una nuova configurazione di equilibrio. È importante non trascurare il fatto che talvolta il blocco non riesca a dissipare l'energia posseduta solo tramite l'attrito risultante dall'interazione con il pendio; in quel caso, il suo arresto avviene a seguito dell'impatto contro elementi naturali o artificiali, come ad esempio edifici o infrastrutture civili che si trovano lungo la traiettoria seguita dal masso.

I blocchi di roccia, soggetti a caduta libera o rotolamento, garantiscono la condizione di massima efficienza del moto in ogni istante (*Del Maschio, 2007*).

Per esprimere le caratteristiche di impatto e di rimbalzo dei massi su un versante, in termini di dissipazione dell'energia cinetica durante l'urto, è stato introdotto l'uso di coefficienti di *restituzione tangenziale e normale* (Eq.1-1e 1-2).

$$K_n = V_{bn} / V_{an} \tag{1-1}$$

$$K_t = V_{bt} / V_{at} \tag{1-2}$$

Il coefficiente di restituzione, che può assumere un valore inferiore o uguale a 1, è pari al rapporto tra la velocità prima e dopo l'impatto: V_{an} e V_{at} rappresentano rispettivamente la componente normale e tangenziale della velocità prima dell'urto, mentre V_{bn} e V_{bt} le componenti, normale e tangenziale, della velocità a seguito dell'impatto (Figura 1-12).



Figura 1-12: Componenti della velocità prima e dopo dell'urto (Del Maschio L., Gozza G. et al., 2007)

La determinazione dei coefficienti di restituzione può essere effettuata mediante prove sperimentali, analisi a ritroso o, in assenza di indicazioni precise, si può fare riferimento a valori dei coefficienti di restituzione disponibili in letteratura; in quest'ultimo conto è essenziale essere a conoscenza della natura del materiale costituente il pendio (*Barbero, A.A.2015-2016*). Le prove sperimentali simulano la caduta di massi in sito al fine di misurare la velocità prima e dopo l'impatto; l'analisi a ritroso, o back analysis, permette di analizzare le caratteristiche (geometria del blocco, distanza percorsa e conseguente area di arresto, stima del contenuto energetico, ecc) di fenomeni passati, costituiti da condizioni al contorno riconducibili alla situazione d'interesse. Le grandezze utilizzate per la definizione di $K_n e K_t$ sono combinate in modo aleatorio e di conseguenza, indipendentemente dagli approcci adottati, i risultati sono dotati di numerose incertezze, pertanto bisogna tener conto della loro variabilità statistica.

La stima di tali parametri, dipendenti dalla natura dei materiali e dalla loro interazione, è essenziale per la determinazione di modelli per la previsione spaziale delle frane da crollo; tali modelli di previsione sono suddivisibili in *empirici* e *cinematici*. La sostanziale differenza tra questi due metodi è che, pur essendo entrambi volti alla definizione del massimo avanzamento del blocco, i primi si basano sull'analisi di dati storici mentre, i secondi considerano la fisica del moto e le relazioni matematiche ad esso associate. La scelta del modello da applicare è condizionata dal diverso livello di dettaglio con cui si vogliono ottenere le informazioni. Generalmente l'approccio empirico, di facile applicabilità, viene adottato per una stima preliminare del massimo avanzamento del masso, mentre, i metodi cinematici permettono la realizzazione di simulazioni che ricostruiscono in modo probabilistico le traiettorie e la velocità di avanzamento dei massi in moto(*Del Maschio, 2007*).

Attualmente, i modelli per la previsione spaziale dei fenomeni di crollo si basano sui metodi cinematici di tipo analitico; essi sono suddivisibili in *rigorosi* e *lumped mass*.

I *metodi analitici rigorosi* analizzano il fenomeno d'impatto blocco-versante tenendo conto della forma e della dimensione reale del blocco; questo approccio si basa sulla conservazione del momento e della quantità di moto. A seguito dell'impatto al suolo, si può assistere ad un cambiamento del meccanismo, da rimbalzo a rotazione, in base agli angoli d'impatto ed alle caratteristiche geometriche e meccaniche del blocco. Nel corso degli anni, sono stati sviluppati differenti metodi rigorosi operanti secondo varie ipotesi semplificative. A titolo di esempio, si cita il metodo di Pfeiffer e Brown (1989) che assume blocchi di forma sferica.

I *metodi analitici di tipo lumped mass* approssimano il blocco ad un punto materiale dotato di massa *m*, concentrata nel centro di massa, e velocità *v*. Tramite tale metodo si trascura la rotazione attorno al centro di massa e la resistenza esercitata dall'aria durante l'avanzamento del punto secondo una traiettoria balistica. Il fenomeno d'impatto blocco-pendio, anche in questo caso, fa riferimento alla conservazione della quantità di moto. Il software ROTOMAP, introdotto da Scioldo nel 1991, è un esempio codice tridimensionale che lavora secondo il metodo lumped mass.
È possibile operare facendo riferimento ad un terzo metodo, noto come *metodo ibrido*, ottenuto dalla combinazione tra metodi analitici rigorosi e lumped mass. In questo caso, per valutare l'interazione blocco-terreno si adotta l'approccio dei metodi rigorosi, al contrario, per le fasi di volo in aria si adottano le assunzioni definite per i metodi lumped mass.

Tutte queste famiglie di metodi possono essere sia 2D che 3D.

1.2 Rischio da caduta massi

Il distacco e la caduta di massi costituiscono un elevato rischio idrogeologico per le opere civili, la società, l'ambiente ed i beni economici presenti nel territorio interessato dal crollo, pertanto l'analisi del rischio e la sua conseguente gestione sono fondamentali. In prima battuta è necessario condurre un'analisi cinematica del fenomeno, successivamente procedere con lo studio della pericolosità (*hazard*) e la zonazione del rischio; quest'ultima costituisce la base della gestione del rischio (*risk management*). Negli ultimi decenni numerosi studiosi si sono dedicati allo studio di questo argomento al fine di individuare strategie via via più efficienti volte alla mitigazione del rischio (*risk mitigation*) nonostante, come più volte ribadito in precedenza, si operi su dati affetti da molte incertezze.

Allo scopo di evitare l'insorgenza di dubbi, si riporta di seguito la terminologia contenuta all'interno del rapporto UNESCO del 1984, stilato da Varnes in collaborazione con lo IEAG, ed adottata dalla comunità scientifica in merito alla definizione del rischio e delle componenti che contribuiscono alla sua determinazione.

La pericolosità (H) viene definita come "la probabilità che un fenomeno potenzialmente distruttivo si verifichi in un dato periodo di tempo ed in una determinata area" (Canuti e Casagli,1996); gli elementi a rischio (E) coincidono con "popolazione, proprietà, attività economiche, inclusi i servizi pubblici, ecc, a rischio in una data area"; la vulnerabilità (V) esprime il "grado di perdita prodotto su un elemento o gruppo di elementi esposti a rischio risultante dal verificarsi di un fenomeno naturale di una data intensità I"; il rischio specifico (R_s) è il "grado di perdita atteso quale conseguenza di un particolare fenomeno naturale"; il rischio totale (R) è definibile come il "numero atteso di perdite umane, feriti, danni alle proprietà, interruzione di attività economiche, in conseguenza di un particolare fenomeno naturale" (Canuti e Casagli,1996). Tali definizioni, modificate da alcuni studiosi, costituiscono il punto di partenza per la definizione del rischio totale che è funzione dell'intensità I e degli elementi a rischio E (Eq.1-3).

$$R(I,E) = H(I)V(I;E)W(E)$$
(1-3)

Come emerge dall'espressione analitica sopra riportata, il *rischio totale* può essere espresso come il prodotto tra *pericolosità H*, *vulnerabilità V* e valore degli elementi a rischio W.

Al fine di definire e quantificare il potere distruttivo del fenomeno Einstein, nel 1988, introdusse il concetto di magnitudo per esprimere l'intensità con cui un evento dannoso si manifesta. Egli sottolineò la differenza concettuale tra pericolo (danger) e pericolosità. Si valuta il pericolo facendo solo riferimento agli attributi geometrici e meccanici che caratterizzano il fenomeno mentre si parla di pericolosità quando l'attenzione si focalizza sulla previsione dell'evoluzione (*Canuti e Casagli, 1996*).

Il prodotto tra $H \in V$ coincide con il rischio specifico e, così come per il rischio totale, è condizionato dall'intensità del fenomeno e dalla tipologia degli elementi a rischio (Eq.1-4); a meno della costante moltiplicativa W, il rischio totale e quello specifico coincidono. Il prodotto tra $V \in W$ è esprimibile come danno potenziale, ossia "come entità potenziale delle perdite nel caso di evento con intensità fissata" (Eq.1-5); esso può essere definito in termini di unità esposte o monetari (Canuti e Casagli, 1996).

$$R_{\mathcal{S}}(I;E) = H(I)V(I;E)$$
(1-4)

$$W_L(I;E) = V(I;E)W(E)$$
(1-5)

Il rischio, esprimibile sottoforma di matrice, può essere determinato sia in modo qualitativo che in modo quantitativo: nel secondo caso i risultati sono depurati dalla soggettività dettata dall'esperienza dell'analista che caratterizza il primo (Tabella 1-4).

			Ре	ricolos	ità	
к-п(Р <i>)</i> хD		HO	H1	H2	H3	H4
	D0	R1	R1	R1	R1	R1
	D1	R1	R2	R2	R3	R3
Danno (D=ExV)	D2	R1	R2	R3	R3	R4
	D3	R1	R2	R3	R4	R4
	D4	R1	R3	R3	R4	R4

Tabella 1-4: Matrice di rischio

Tale approccio presenta una lacuna in quanto ad eventi caratterizzati da bassa pericolosità e danno molto alto, si associa il medesimo valore di rischio attribuibile ad un evento caratterizzato da elevata pericolosità e nessuno o irrilevante danno. Nonostante ciò, partendo da tale rappresentazione, al rischio si associano quattro differenti classi (*Decreto Legge, 11/06/1998, n°180*):

- Moderato R1, per il quale i danni sociali, economici e al patrimonio ambientale sono marginali;
- Medio R2, per il quale sono possibili danni minori agli edifici, alle infrastrutture e al patrimonio ambientale che non pregiudicano l'incolumità del personale, l'agibilità degli edifici e la funzionalità delle attività economiche;
- Elevato R3, per il quale sono possibili problemi per l'incolumità delle persone, danni funzionali agli edifici e alle infrastrutture con conseguente inagibilità degli stessi, la interruzione di funzionalità delle attività socioeconomiche e danni rilevanti al patrimonio ambientale;
- Molto elevato R4, per il quale sono possibili la perdita di vite umane e lesioni gravi alle persone, danni gravi agli edifici, alle infrastrutture e al patrimonio ambientale, la distruzione di attività socioeconomiche.

1.3 Analisi, valutazione e gestione del rischio

Nel paragrafo precedente è stato definito il rischio totale come combinazione di pericolosità, vulnerabilità e valore degli elementi a rischio; a questo punto è doveroso concentrarsi sulla valutazione del rischio ed un successivo confronto con le soglie di rischio accettabile in modo da passare ad una analisi di rischio vera e propria e, quindi, alle problematiche legate alla sua gestione. Le soglie di accettabilità, definite usualmente in campo ingegneristico in termini di probabilità di rottura, esprimono le conseguenze che una società può accettare senza un definito programma di gestione. È importante non confondere il rischio accettabile con quello residuo; quest'ultimo, infatti, coincide con il rischio che permane a seguito dell'applicazione di misure volte alla diminuzione della pericolosità, alla riduzione della vulnerabilità (tramite l'adozione di opere di protezione per ridurre il coinvolgimento dell'elemento a rischio, come ad esempio l'adozione di dispositivi di dissipazione energetica nel caso di caduta massi), alla riduzione del numero di elementi a rischio, all'aumento delle soglie di rischio accettabile e tollerabile, finalizzate alla mitigazione del rischio.

Il rischio può essere valutato facendo riferimento al seguente approccio (*Canuti e Casagli, 1996*):

- Descrizione dello stato della natura;
- Valutazione dell'intensità;
- Valutazione della pericolosità;
- Valutazione degli elementi a rischio;
- Valutazione della vulnerabilità;
- Valutazione del rischio;
- Gestione del rischio.

1.3.1 Descrizione della stato della natura

La descrizione dello stato della natura prevede una raccolta di dati relativi all'area oggetto d'interesse; in particolare, è necessario indagare in merito ai fenomeni franosi presenti e passati, all'interno della zona in esame, tramite la consultazione della cartografia dei fenomeni franosi, di archivi storici e di dati in output da sistemi di monitoraggio. Le informazioni raccolte devono essere sufficienti ad individuare le cause dell'insorgenza del fenomeno franoso e permettere la realizzazione di carte tematiche. Partendo da tali rappresentazioni, e correlando i dati da esse forniti con le informazioni geomorfologiche del versante, è possibile definire le cosiddette "carte inventario". Questo strumento è estremamente utile ai fini della conoscenza dei fenomeni franosi esistenti e, al contempo, per l'individuazione delle aree potenzialmente instabili. Alle carte inventario si associa generalmente un codice identificativo; a partire da quest'ultimo è possibile individuare e consultare delle schede descrittive riportanti alcuni dettagli sulle caratteristiche del fenomeno, non rappresentabili graficamente. I dati associati alle carte inventario, contenuti all'interno di un database, sono costantemente aggiornati grazie all'impiego di strumenti di tipo G.I.S. Esse costituiscono un mezzo efficace per l'individuazione dello stato della natura del fenomeno, tuttavia non restituiscono informazioni in merito alla sua pericolosità.

1.3.2 Valutazione dell'intensità

I fenomeni franosi sono condizionati da molteplici fattori, pertanto la valutazione dell'intensità risulta molto complicata. Usualmente la si definisce considerando le possibili conseguenze dannose e non solo le caratteristiche geometriche, meccaniche e cinematiche dell'area coinvolta dall'instabilizzazione. Tuttavia è conveniente utilizzare una metodologia che ne permetta la definizione indipendentemente dalle possibili conseguenze (in termini di perdite di vite umane o economiche).

Nella valutazione dell'intensità è possibile adottare un approccio mono-parametrico o multiparametrico, a seconda che si faccia riferimento ad uno o più parametri nella sua definizione.

La valutazione dell'intensità viene effettuata tenendo conto di tre aspetti fondamentali, ovvero: *velocità, dimensione* ed *energia* del fenomeno franoso. In fase di definizione dell'intensità, si predilige l'uso della velocità e dell'energia qualora il fenomeno causi impatti localizzati; al contrario, per movimenti lenti ci si basa sullo spostamento relativo o assoluto (*Corominas et al., 2014*). Al fine di definire l'intensità in modo oggettivo, si fa riferimento al prodotto tra il quadrato della velocità e l'area interessata dal fenomeno franoso, ovvero la si esprime in termini di energia cinetica; siccome, durante il moto, l'energia cinetica varia in ogni istante, in questo ambito si fa riferimento al suo valore istantaneo massimo o medio (*Canuti e Casagli, 1996*).

1.3.3 Valutazione della pericolosità

In fase di valutazione della pericolosità si vuole caratterizzare l'imprevedibilità di un evento in relazione alla sua modalità di propagazione, alla dimensione e all'intensità; essa si basa sulla definizione della probabilità di occorrenza spaziale e temporale dell'evento in esame

(*Corominas et al., 2014*). Come già detto al Sotto-paragrafo 1.2.1, la pericolosità, a differenza del pericolo, è incentrata sul concetto di *previsione* del fenomeno; quest'ultima è scindibile in *spaziale, temporale, tipologica, dell'intensità* e *dell'evoluzione*.

La previsione spaziale, nota come suscettibilità, consiste nella definizione della pericolosità relativa di un versante rispetto ad un altro, trascurando l'aspetto temporale. Nonostante la previsione spaziale non sia vincolata alla probabilità di occorrenza, quest'ultima può essere indirettamente definita poiché la previsione dei fenomeni futuri fa riferimento ai movimenti di versante storici (Canuti e Casagli, 1996). In letteratura vengono proposti diversi criteri per la definizione del grado di pericolosità relativa. Tra le diverse categorie maggiormente utilizzate si cita la valutazione empirica; tale approccio implica una zonazione del territorio, a seguito della consultazione dell'inventario dei fenomeni franosi e delle carte tematiche, in riferimento alla valutazione soggettiva della suscettibilità. Un'altra categoria è quella dell'indicizzazione degli effetti per cui i movimenti di versante, passati e presenti, costituiscono il punto di partenza per lo studio dei fenomeni futuri. Un ulteriore metodo è l'indicizzazione delle cause, essa è basata sull'assegnazione di differenti pesi a diversi fattori che concorrono alla definizione della pericolosità. La suscettibilità può, inoltre, essere definita tramite un'analisi statistica basata sul trattamento dei dati connessi ai fattori di franosità. La letteratura propone, inoltre, un approccio deterministico che prevede il calcolo di un coefficiente di sicurezza mediante l'uso di metodi di analisi di tipo LEM (Limit Equilibrium Method). È possibile ottenere distribuzioni della probabilità del fattore di sicurezza per mezzo di un'analisi probabilistica ulteriormente suddivisibile in semplificata e completa. Come ultimo, si cita il metodo cinematico; tale approccio, frequentemente utilizzato nel caso di fenomeni di crollo in roccia, prevede un'analisi delle caratteristiche cinematiche alla base del distacco del materiale.

La previsione temporale si basa sulla determinazione della probabilità di occorrenza di un fenomeno franoso tenendo conto dell'aspetto temporale e, di conseguenza, fornendo una pericolosità non più relativa, bensì assoluta. L'occorrenza temporale delle frane è normalmente espressa in termini di frequenza, periodo di ritorno o probabilità di superamento (*Corominas, 2014*).

A tal punto, la pericolosità può essere definita come la probabilità di occorrenza P di almeno un evento franoso in un periodo di N anni, ossia (Eq.1-6)

$$H(N) = 1 - (1 - P(m = 0))$$
(1-6)

dove m rappresenta il numero di eventi. Considerando una distribuzione binomiale, la pericolosità può essere definita come (Eq.1-7)

$$H(N) = 1 - (1 - P)^{N} = 1 - \left(1 - \frac{1}{T}\right)^{N}$$
(1-7)

...

dove *T* coincide con il periodo di ritorno dell'evento. Considerando, invece, una distribuzione di Poisson (Eq.1-8):

$$H(N) = 1 - e^{-NP} = 1 - e^{-N/T}$$
(1-8)

In caso di eventi rari (N<<T) è possibile fare ricorso alla seguente espressione (*Pirulli*, A.A.2016-2017):

$$H(N) \cong NP = N/T \tag{1-9}$$

Oltre a questa modalità di definizione della probabilità di occorrenza, esiste un approccio più speditivo che consiste nella consultazione di tabelle, come ad esempio quella fornita nel seguito, tramite cui, a partire da un fissato periodo di ritorno, si definisce il livello di pericolosità (Tabella 1-3).

Pericolosità	T (anni)	P (annuale)
Estremamente elevata	1	1
Molto elevata	5	0.2
Elevata	20	0.05
Media	100	0.01
Bassa	1000	0.001
Molto bassa	10000	0.0001

Tabella 1-5:Sala di pericolosità delle frane in riferimento a differenti periodi di ritorno (Fell, 1994)

In letteratura sono proposti diversi criteri di definizione della previsione temporale tra cui la stima empirica, l'analisi delle soglie temporali, relative agli effetti ed alle cause, ed il monitoraggio.

La *previsione tipologica* coincide con la previsione della tipologia di fenomeno franoso che può coinvolgere una determinata area. Tale previsione, a seconda delle caratteristiche del fenomeno, si esegue tramite differenti modelli.

La *previsione dell'intensità* si basa sulla previsione della velocità di avanzamento del moto, del volume di materiale coinvolto e dell'energia associata al fenomeno. L'accuratezza con cui viene effettuata tale valutazione è fortemente condizionata dal grado di dettaglio dei dati riportati all'interno dell'inventario dei fenomeni franosi. In letteratura, generalmente, l'intensità viene espressa mediante degli indici che, opportunamente combinati con altri parametri, concorrono alla definizione della pericolosità.

La *previsione dell'evoluzione* permette di individuare l'area potenzialmente coinvolta da un fenomeno franoso sia in modo diretto che indiretto; ciò è possibile tramite la previsione della distanza di propagazione, dei limiti di retrogressione e dell'espansione areale (*Canuti e Casagli, 1996*).

La pericolosità, per via della grande varietà di aspetti da considerare contemporaneamente, è quindi estremamente complessa da definire. Oggigiorno il territorio nazionale è zonizzato secondo classi di pericolosità distinte in relazione alla diversa probabilità di occorrenza. Le classi di pericolosità sono il risultato della previsione del tipo di frana che può verificarsi nell'area considerata, della velocità di avanzamento di un fenomeno franoso o dell'energia dissipata durante il moto e dalla previsione della distanza di propagazione, dei limiti di retrogressione e dell'espansione areale.

Tuttavia tale zonazione presenta dei limiti tra cui la difficoltà di reperire informazioni sulle differenti tipologie di previsione; alla possibile variazione nel tempo dei fattori predisponenti ed alla carenza di dati storici completi.

1.3.4 Valutazione degli elementi a rischio

Come già detto in precedenza, gli elementi a rischio sono definibili come persone e/o beni (abitazioni, strutture, infrastrutture, ecc.) e/o attività (economiche, sociali, ecc.) esposte al rischio all'interno di una certa area. È possibile differenziare gli elementi a rischio, ed anche il modo con cui vengono individuati, in relazione agli obiettivi della valutazione del rischio, alle risorse disponibili, alla nazione in cui si opera, ecc.

Gli elementi a rischio sono raggruppabili in due categorie: *tangibili* e *non tangibili*. Rientrano nella prima categoria quelli che possono essere identificati e quantificati; appartengono alla seconda tutti quelli che non sono dotati di una dimensione spaziale tra cui le condizioni psicologiche, il comportamento sociologico ed il benessere della collettività (*Van Westen, 2011*).

In questo ambito, gli elementi a rischio coincidono con gli edifici civili che sono potenzialmente esposti al fenomeno di caduta massi. Il comportamento di un edificio in un evento di pericolo,

determina se le persone al suo interno potrebbero essere ferite o uccise. Per la stima del valore economico della struttura bisogna valutare diversi aspetti tra cui la destinazione d'uso dell'edificio, il materiale con cui è costituito, l'età della costruzione ed il suo valore materiale.

La valutazione degli elementi esposti a rischio si basa su una stima qualitativa del valore economico del singolo elemento w moltiplicato per le unità N o la superficie S esposte, tramite le seguenti formulazioni (Eq.1-10 e 1-11).

$$E = N \cdot w \tag{1-10}$$

$$E = S \cdot w \tag{1-11}$$

La prima viene adottata nel caso di unità discrete, mentre la seconda nel caso di elementi definiti arealmente.

1.3.5 Valutazione della vulnerabilità

La vulnerabilità è ottenibile attraverso la somma tra l'*esposizione* (proprietà e popolazione a rischio), la *resistenza* (misure adottate per prevenire, evitare o ridurre la perdita) e la *resilienza* (capacità di recuperare lo stato precedente o raggiungere lo stato di post-disastro desiderato).

Essa è influenzata da diversi aspetti (fisico, economico, sociale, istituzionale, ambientale), è un fattore dinamico (cambia nel tempo), dipende dalla scala (può variare da uomo, a famiglia, a comunità o nazione), varia in funzione del sito e del tipo di pericolo (per ogni sito bisogna usare un diverso approccio).

La vulnerabilità di un elemento a rischio può essere quantificata utilizzando indici di vulnerabilità o curve di fragilità. I primi, per lo più privi di relazione diretta con le diverse intensità di pericolo, esprimono il grado di danno su una scala relativa da 0 (nessun danno) a 1 (danno totale); essi permettono di esaminare gli impatti delle catastrofi sulle condizioni sociali, economiche ed ambientali. Al contrario, le curve di fragilità vengono costruite considerando una relazione diretta tra intensità e danno. Esse esprimono la probabilità condizionata di raggiungere o superare un certo livello di danno (leggero, moderato, esteso, completo) a causa di un evento franoso di un dato tipo e intensità. In questo modo, è possibile includere esplicitamente le incertezze epistemiche e aleatorie nell'approccio alla modellizzazione delle vulnerabilità (come quelle relative alla tipologia strutturale, alla resistenza dei materiali, all'età, allo stato di mantenimento, ecc.). Alle curve di fragilità si associa generalmente una distribuzione lognormale a due parametri per via della sua semplice forma parametrica (*VanWestern, 2011*).

La vulnerabilità è scindibile in *fisica* e *sociale*. La prima, nota anche come vulnerabilità *strutturale*, dipende direttamente dall'impatto fisico di un evento pericoloso e si riferisce alle caratteristiche dell'elemento a rischio e all'intensità trascurando ulteriori aspetti come quelli di tipo economico, legati ad esempio ai danni alle attività produttive. La vulnerabilità sociale, la cui valutazione viene effettuata in relazione alla densità di popolazione della zona esposta a rischio, si riferisce alla potenziale perdita di vite umane, alla distruzione delle abitazioni a seguito del manifestarsi di un fenomeno franoso.

In generale, la valutazione della vulnerabilità si esegue tramite approcci differenziabili tra di loro in base al tipo di dati in input ed alla valutazione dei parametri di risposta.

Primi tra tutti si citano i metodi *euristici*, essi si basano sulla definizione di valori di vulnerabilità fissi, in funzione del periodo di ritorno del flusso di detriti e delle cadute di massi, in relazione al valore economico degli edifici, delle strade e delle infrastrutture in una data area. Tramite questo approccio, il livello di danno è esprimibile come estetico, funzionale o strutturale.

Vengono proposti anche dei metodi *empirici* basati sulla raccolta di dati storici ed analisi delle statistiche di danno; sono i metodi più frequentemente utilizzati in quanto offrono sia semplicità che affidabilità, sebbene introducano anche un certo grado di soggettività. Tramite tale modo di

operare, il grado di perdita atteso viene definito per mezzo della definizione di una matrice di probabilità del danno o in termini economici.

È possibile adottare anche dei metodi *analitici* basati sullo studio del comportamento di edifici e strutture, tramite la creazione di modelli, in riferimento ai criteri di progettazione ingegneristica. Tale approccio è in grado di fornire una valutazione della vulnerabilità, molto più precisa e dettagliata rispetto agli altri due metodi. A causa dell'elevato livello di difficoltà nella definizione dei parametri di partenza, essi non frequentemente vengono utilizzati. Usualmente si sceglie di adottare un approccio analitico quando gli edifici e le infrastrutture civili sono potenzialmente soggetti a danni strutturali.

1.3.6 Valutazione del rischio

La valutazione del rischio coincide con l'analisi dei rapporti che intercorrono fra i differenti fattori di vulnerabilità del territorio e la pericolosità. Essa viene generalmente effettuata facendo riferimento al rischio totale definito tramite l'espressione analitica Eq.1-3. In alcune situazioni però, per via della difficoltà di recepimento delle informazioni per uno specifico sito, la determinazione del rischio totale viene sostituita da quella del *rischio specifico* o del *danno potenziale*..

Il rischio specifico, esprimibile mediante l'equazione Eq.1-4, a differenza del danno potenziale garantisce una stima delle conseguenze dei fenomeni franosi basandosi prevalentemente sulle caratteristiche del fenomeno. Il danno potenziale, rappresentato analiticamente per mezzo dell'equazione Eq.1-5, è incentrato principalmente sulle caratteristiche degli elementi a rischio.

Esso, a seconda degli elementi a rischio coinvolti, è suddivisibile in danno potenziale riferito alla vita umana, ai beni ed alle attività economiche ed ai beni di pubblico interesse.

1.3.7 Definizione del rischio accettabile

La definizione del rischio accettabile, basato sulla determinazione di valori soglia, è di fondamentale importanza al fine della comprensione circa le conseguenze che una società può accettare senza uno specifico programma di gestione. In particolare, le soglie di rischio accettabile rappresentano un efficace parametro per la pianificazione di interventi preventivi di programmi dedicati allo sviluppo del territorio. Tali soglie possono essere definite facendo riferimento al rischio totale e specifico. Per la definizione del rischio totale accettabile è necessario tener conto del complessità della natura degli elementi a rischio. Nonostante la sua determinazione richieda un elevato livello di conoscenza dei dati in input, talvolta la sua definizione è necessaria e preferibile rispetto a quella di valori soglia riferiti al rischio specifico. Nella loro definizione non è possibili trascurare l'impatto psicologico che esse hanno sulla popolazione: ad esempio, quando si fa riferimento alla vita umana, la popolazione accetta la probabilità che si manifestino eventi frequenti con poche vittime anziché la probabilità che si verifichino fenomeni più severi ma con un numero elevato di vittime. A seconda della natura del fenomeno pericoloso a cui un soggetto è esposto, cambiano le soglie di accettabilità. Da numerose osservazioni è emerso che nel caso di esposizione volontaria al rischio, come ad esempio nel caso di incidenti stradali, la popolazione è disposta ad accettare un valore soglia annuo dell'ordine di 10⁻²÷10⁻⁴; al contrario, se l'esposizione al rischio è involontaria, ad esempio nel caso di calamità naturali o crolli di opere d'ingegneria, la soglia si riduce notevolmente, raggiungendo valori dell'ordine di $10^5 \div 10^{-6}$.

I valori soglia accettabili variano al variare dell'elemento a rischio; nel caso di rischio specifico connesso ai danni alle proprietà, Fell propose la scala di rischio annuo di seguito riportata (Tabella 1-6).

Rischio specifico	Rs (annuo)
Estremamente elevato	≥0.1
Elevato	0.02÷0.1
Medio	0.005÷0.02
Basso	0.001÷0.005
Molto basso	≤0.001

Tubella I of Seala al Lisellie Speelles per Selli ea attritta (I eng I))	Tabella	1-6:	Scala	di	rischio	specifico	per beni	ed	attività	(Fell,	1994
--	---------	------	-------	----	---------	-----------	----------	----	----------	--------	------

Come già accennato in precedenza, in ambito ingegneristico, le soglie di accettabilità vengono usualmente definite in termini di probabilità di rottura accettabile; nella loro stima non si fa riferimento al tempo. Esse rappresentano un mezzo di confronto con i valori di probabilità di rottura valutati tramite un approccio di tipo probabilistico; tale approccio, basato sostanzialmente sulla determinazione di un fattore di sicurezza, permette di tener conto delle incertezze associate ai differenti parametri che concorrono alla definizione delle condizioni di stabilità del versante.

Dalla letteratura scientifica emerge che la probabilità di rottura tollerabile è definibile tramite una moltitudine di criteri tra cui quello *sociale*, *economico* e *socio-economico*⁵ (*Canuti e Casagli, 1996*).

Tramite il criterio sociale, la probabilità di rottura espressa in percentuale, viene definita come prodotto tra la costante K_s dipendente dal tipo di opera e dalla sua destinazione d'uso, il tempo di servizio del sistema n_d ed il numero delle persone esposte al rischio in quel determinato periodo di tempo n_r (Eq.1-12).

$$P_{(a)s} = K_s \frac{n_d}{1000 \cdot n_r} \tag{1-12}$$

Mediante il criterio economico, la probabilità di rottura espressa in percentuale, è definibile come il rapporto tra la costante *b* dipendente dal tenore di vita della popolazione, il costo iniziale E_i della costruzione ed il coefficiente *C* che costituisce il valore economico delle conseguenze di una rottura in relazione al costo iniziale dell'opera (Eq.1-13).

$$P_{(a)e} = 100 \frac{b}{2.3 \cdot C \cdot E_i} \tag{1-13}$$

Infine, il criterio socio-economico permette la definizione della probabilità di rottura, in termini percentuali, mediante l'espressione analitica Eq.1-14 in cui q rappresenta il valore medio, in dollari, fissato dalle compagnie assicurative relativamente alla vita umana (*Canuti e Casagli, 1996*).

$$P_{(a)se} = 100 \cdot b \frac{K_s}{2.3 \cdot q \cdot n_d^2}$$
(1-14)

1.3.8 Gestione del rischio

La gestione del rischio, all'interno delle aree potenzialmente coinvolte da fenomeni pericolosi, è essenziale al fine dell'individuazione della priorità con cui condurre gli interventi e per la definizione di strategie di mitigazione. Affinché la gestione del rischio sia ottimale è necessaria la cooperazione tra diversi esperti attivi sia nel settore politico-amministrativo che in quello tecnico-scientifico. Vengono adottate due strategie di gestione, ovvero: l'*aumento della soglia del rischio accettabile* e la *mitigazione del rischio*.

La prima strategia prevede l'adozione di misure volte all'incremento dell'informazione nei confronti della popolazione esposta per mezzo, ad esempio, dell'installazione di un'adeguata segnaletica d'allarme oppure mediante l'uso di mezzi di comunicazione di massa.

⁵ Il criterio sociale, il criterio economico e quello socio-economico sono stati proposti dalla CIRIA (Associazione per la Ricerca e l'Informazione nell'Industria delle Costruzioni degli USA).

La mitigazione del rischio si basa, invece, sull'adozione di una serie di misure preventive e/o protettive nei confronti delle conseguenze dei fenomeni franosi; più nel dettaglio, è possibile operare delle scelte atte a ridurre la pericolosità, gli elementi a rischio e/o la vulnerabilità.

La pericolosità, nell'ambito della caduta massi, può essere ridotta tramite interventi preventivi sui fattori di innesco, al fine di ridurre le forze destabilizzanti e/o incrementare quelle stabilizzanti.

Un esempio di intervento è il *disgaggio* delle pareti rocciose che consiste nella rimozione di blocchi potenzialmente instabili manualmente, tramite l'uso di esplosivo o mediante mezzi meccanici. Al fine di ridurre la pressione interstiziale all'interno delle discontinuità, è possibile installare dei *sistemi di drenaggio* che convogliano l'acqua verso il fondo valle. Un ulteriore esempio di intervento è la *chiodatura*, essa consiste in una tecnica di stabilizzazione di tipo passivo basata sull'incremento della resistenza dell'ammasso roccioso tramite l'inserimento di chiodi metallici ancorati mediante miscele cementizie. È possibile infine adottare anche degli interventi di tipo attivo come l'inserimento di *tiranti* e *bulloni*, i primi lavorano per trazione ed implicano l'insorgere di una forza di coazione all'interno dell'ammasso roccioso in cui sono installati; i bulloni sono molto simili ai tiranti ma, al contrario, possono lavorare senza subire alcun pre-tensionamento.

Gli elementi a rischio possono essere ridotti tramite un'opportuna attività di pianificazione che prevede, eventualmente, l'evacuazione di aree potenzialmente pericolose e la limitazione dell'urbanizzazione in zone instabili.

Infine, la vulnerabilità può essere ridotta intervenendo direttamente sugli elementi a rischio oppure tramite interventi sociali sulla popolazione. Allo scopo di ridurre la vulnerabilità, ad esempio, è possibile consolidare gli edifici al fine di diminuire la probabilità di danneggiamento; qualora i sistemi di prevenzione non siano efficaci o risultino insufficienti è possibile adottare anche degli interventi di protezione come le *reti paramassi* che aderiscono al versante impedendo che il distacco dei blocchi di dimensioni contenute invada ad esempio la piattaforma stradale, le gallerie paramassi laddove non sia possibile realizzare interventi di altro tipo e si è in presenza di infrastrutture viarie o ferroviarie, i *rilevati paramassi* volti ad intercettare e trattenere il blocco in moto ed evitare, dunque, il suo impatto contro un manufatto edilizio o una qualsiasi altra opera civile. Molto importante è anche l'organizzazione di piani di emergenza e di soccorso allo scopo di limitare, quanto più possibile, gli effetti generati dal crollo (*Canuti e Casagli, 1996*).

1.4 Vulnerabilità strutturale

La vulnerabilità esprime il grado di perdita, o di danno, dovuto ad un evento che coinvolge uno o più elementi a rischio. Discostandosi dall'aspetto economico, facendo solo riferimento alla resistenza ed alla deformabilità dell'elemento esposto al rischio di caduta massi ed alle caratteristiche del fenomeno, è possibile definire la *vulnerabilità* dal punto di vista *strutturale*. Prima di procedere con il discorso è opportuno sottolineare che, all'interno del presente paragrafo, quando si menzionano gli elementi a rischio si fa riferimento ad edifici di civile abitazione. È bene ricordare che un edificio ordinario, così come ogni costruzione, è costituito da una serie di componenti strutturali (tra cui travi e pilastri) e non strutturali (come tamponamenti, porte, finestre, balconi e coperture).

In riferimento ad un elemento strutturale, a seconda che la risposta locale a seguito di un impatto sia di tipo elastico o plastico, può determinarsi un collasso locale o globale. In particolare, quando la risposta di un elemento è di tipo elastico, la forza d'impatto trasmessa dal masso non comporta l'insorgere di un meccanismo di collasso poiché, la tensione ad essa associata è inferiore a quella di snervamento. Al contrario, un comportamento di tipo plastico può determinare il collasso dell'elemento o dell'intera struttura. Nel caso di un elemento non strutturale, il danneggiamento è di tipo locale (*De Biagi et al., 2017*). Per poter valutare la vulnerabilità strutturale bisogna considerare la geometria e le condizioni di carico degli elementi strutturali e non strutturali dell'edificio: nel caso di pareti in muratura, le dimensioni della parete e le caratteristiche meccaniche degli elementi in muratura e dalla malta; nel caso di elementi in

cemento armato, la geometria della sezione, le caratteristiche del calcestruzzo e dell'acciaio da costruzione.

All'interno di questa tesi si trascura l'aspetto inerente alla riduzione della vulnerabilità fisica degli elementi strutturali di cui si tiene conto, all'interno delle Norme Tecniche per le Costruzioni e degli Eurocodici, tramite la robustness. La robustezza strutturale (*robustness*), infatti, indica la capacità della struttura di mantenere le proprie caratteristiche di portanza anche in seguito alla rimozione di uno o più elementi strutturali (es. pilastri, travi, ecc.). Si focalizzerà, invece, l'attenzione in merito alla riduzione della vulnerabilità fisica dei componenti non strutturali.

Il problema della vulnerabilità strutturale fino a poco tempo fa è stato trascurato e ciò è in parte dimostrato dalla difficoltà di reperire, in letteratura, testi o articoli incentrati sulla sua trattazione. Nonostante ciò, la necessità di ridurre la vulnerabilità locale degli edifici di civile abitazione è stato un problema con cui fare i conti sin dalle epoche passate.

Per cercare di ridurre la vulnerabilità strutturale, in assenza di studi specifici e soluzioni innovative, si è cercato di adottare degli una serie di accorgimenti, tra cui:

- Integrazione delle abitazioni nel terreno, soluzione che consiste nella realizzazione di una parete di terreno a monte della struttura in modo tale che i paramenti esterni siano protetti dall'impatto dei massi (Figura 1-13);
- Orientamento dell'edificio, aspetto molto importante al fine di ridurre l'area di impatto (Figura 1-14);
- Organizzazione della disposizione funzionale degli ambienti interni, infatti, allo scopo di ridurre la vulnerabilità nell'area delle pareti esterne direttamente esposte al problema, è opportuno disporre solo stanze in cui il tempo di permanenza è breve;
- Disposizione delle aperture tale da evitare o ridurre la loro presenza sul lato montuoso, e qualora sia necessaria la presenza di aperture esterne sul lato a monte, è consigliabile contenere la loro dimensione ed adottare una serie di misure di protezione;
- *Utilizzo di casseforme per pareti* al cui interno sia riposto materiale ligneo in modo che, durante l'impatto, i blocchi dissipino parte della loro energia sui ceppi (Figura 1-15);
- *Rinforzo delle coperture* tramite una copertura in materiale morbido al fine di proteggerlo dalla caduta dei massi (Figura 1-16).

Le soluzioni sopra accennate sono solo alcune di quelle proposte dagli studiosi svizzeri in fase di definizione delle strategie volte alla riduzione della vulnerabilità ed alla conseguente mitigazione del rischio (Association des établissements cantonaux d'assurance incendie, 2005).



Figura 1-13: Esempio di integrazione dell'abitazione nel terreno (Association des établissements cantonaux d'assurance incendie, 2005)



Figura 1-14: Rappresentazione della variazione dell'area esposta all'impatto del masso – la cui direzione di avanzamento è rappresentata dalla freccia rossa- al variare dell'orientamento dell'edificio



Figura 1-15: Esempio- a sinistra- di soluzione basata sull'utilizzo di casseforme per pareti contenenti legno; Esempio – a destra- di impatto di un masso contro una legnaia (Association des établissements cantonaux d'assurance incendie, 2005)



Figura 1-16: Esempio di intervento combinato tra una copertura in terreno morbido e la disposizione di una legnaia a monte dell'edificio (Association des établissements cantonaux d'assurance incendie, 2005)

In conclusione, il dispositivo di dissipazione energetica che verrà presentato all'interno del Capitolo 2, ha lo scopo di dissipare l'energia cinetica del blocco impattante e che, in sua assenza, verrebbe trasferita sul componente non strutturale del manufatto edilizio comportando danni variabili da lievi (danni prettamente estetici) a gravi (vittime). La soluzione che verrà proposta è di tipo locale e rappresenta un elemento di mitigazione aggiuntivo il cui coinvolgimento è previsto in caso di non completa efficacia degli interventi di prevenzione e protezione presenti a monte della costruzione, allo scopo di ridurre la vulnerabilità di aree più grandi.

CAPITOLO 2

DEFINIZIONE DI UN SISTEMA DI RIDUZIONE DELLA VULNERABILITÁ STRUTTURALE

Nel precedente Capitolo si è ampiamente discusso in merito al fenomeno dei crolli in roccia ed al rischio conseguente all'interazione tra i massi e gli insediamenti abitativi presenti nella zona interessata dall'evento. Come già precedentemente detto, il rischio esprime la probabilità che un fenomeno naturale o indotto da attività antropiche possa causare delle conseguenze dannose sulla popolazione, le costruzioni civili e le infrastrutture, in riferimento ad una particolare area e in un determinato periodo di tempo (VanWesten, 2011). Per valutare concretamente il rischio, quindi, non è sufficiente conoscere il pericolo (hazard), ma occorre anche stimare la suscettibilità al danno degli elementi esposti (vulnerabilità) ed il loro valore (economico, sociale o ambientale). Nel presente capitolo si tratterà prima di alcuni concetti teorici legati a sistemi di dissipazione energetica, per poi introdurre il dispositivo ideato nel caso della caduta massi. Quest'ultimo è pensato per essere applicato sul paramento esterno dell'edificio e opererà riducendone la vulnerabilità strutturale mediante la propria deformazione plastica e la conseguente dissipazione dell'energia cinetica d'impatto. La necessità di installare degli assorbitori di energia nasce dal fatto che le strutture tradizionali sono usualmente progettate per operare nei confronti dei carichi verticali elastici e dei soli carichi sismici. Nell'ambito degli edifici civili, le azioni eccezionali sono prese in considerazione in casi estremamente particolari (esplosioni, ecc.) e per opere rilevanti. Ne consegue che l'azione dinamica dovuta ad un blocco impattante è spesso trascurata anche nelle zone particolarmente soggette alla caduta massi. Si introduce quindi l'idea di ridurre la vulnerabilità introducendo deformabile in grado di sopportare un notevole cambiamento geometrico, ed assorbire energia a seguito di una collisione. Affinché l'integrità del paramento sia preservata è necessario che l'energia cinetica rilasciata dal masso all'istante dell'urto sia inferiore o al limite uguale alla capacità di assorbimento energetico del pannello installato. L'attitudine di un pannello a deformarsi dipende dalla tipologia di materiale e dalla geometria adottata per la sua realizzazione; tali caratteristiche verranno esaminate nei seguenti paragrafi ponendo particolare attenzione ai dispositivi di tipo alveolare, anche noti con il termine inglese honeycombs.

2.1 Definizione dei dispositivi di dissipazione energetica

I dispositivi di dissipazione energetica sono elementi in grado di sopportare elevati carichi d'impatto; in relazione alla velocità di applicazione del carico, essi si deformano e successivamente giungono a rottura comportando un notevole cambiamento geometrico. La necessità di realizzare dispositivi ad elevata deformabilità ha fatto sì che in alcuni settori, tra cui quello navale e meccanico prima e civile poi, si focalizzasse l'attenzione su materiali duttili tipicamente metallici, quali gli acciai a basso tenore di carbonio e le leghe di alluminio. Negli ultimi anni, ampio spazio è dedicato ai materiali non metallici come le plastiche fibro-rinforzate e le schiume polimeriche, soprattutto nei campi d'applicazione che richiedono un notevole contenimento del peso del sistema stesso (*Lu and Yu, 2003*). Nonostante le strutture di dissipazione energetica siano sollecitate mediante urti ed impatti, il loro comportamento viene usualmente valutato, in prima battuta, facendo riferimento a prove di laboratorio ed analisi numeriche di tipo pseudo-statico in modo da avere un maggiore controllo del fenomeno grazie alla ridotta velocità di applicazione del carico rispetto al caso reale. Tale approccio in fase

iniziale è accettabile poiché, pur dovendo introdurre alcune semplificazioni, i meccanismi di collasso sono gli stessi sia in campo statico che in quello dinamico.

2.1.1 Comportamento meccanico di un materiale duttile

Per comportamento meccanico di un materiale si intende la sua risposta, in termini di deformazione (δ), a seguito di un carico applicato (F). Un materiale può essere definito fragile o duttile a seconda dell'attitudine che possiede a deformarsi plasticamente in seguito all'applicazione di una sollecitazione, in riferimento a determinate condizioni ambientali (Figura 2-1).



Figura 2-1: Risposta, in termini di deformazione, di due materiali differenti sollecitati mediante l'applicazione di un carico F. In blu, viene rappresentato la risposta tipica di un materiale fragile; in rosso, quella di un materiale duttile (*Callister, 2000*)

Ai materiali fragili, a causa della loro impossibilità di deformarsi plasticamente, si associa una rottura accompagnata da un bassissimo assorbimento di energia (Figura 2-1). Al contrario, a quelli duttili si associa una notevole capacità di deformazione plastica e di assorbimento energetico (Shackerford, 2009). Come già precedentemente accennato, i dispositivi dissipatori sono progettati ed installati allo scopo di dissipare energia a seguito di un urto, pertanto, per la loro produzione si prediligono i materiali caratterizzati da un comportamento meccanico di tipo duttile. Da questo momento in poi, essendo il presente lavoro di tesi incentrato sullo studio di un dispositivo di dissipazione energetica, si farà riferimento solo ed esclusivamente ai materiali duttili, con particolare attenzione al comportamento tenso-deformativo dei metalli ed alle loro proprietà meccaniche. La caratterizzazione meccanica di questi materiali avviene mediante l'esecuzione di test di laboratorio (prove di trazione, compressione, taglio e torsione). Le prime due vengono effettuate in modo molto simile, anche se le forze sono applicate con verso opposto nei due differenti casi, cioè nel primo caso il provino subisce un campo di sforzi di trazione, nel secondo, invece, uno di compressione. Le prove di trazione, generalmente, vengono utilizzate per definire le proprietà meccaniche dei materiali duttili; le prove di compressione, al contrario, vengono effettuate per testare il comportamento dei materiali fragili (Callister, 2000). Il discorso in merito alle prove di compressione verrà ripreso ed approfondito all'interno del capitolo 3, dove saranno adottate come strumento di indagine per la valutazione del comportamento del dispositivo di dissipazione oggetto di studio, soggetto appunto ad elevate deformazioni. In Figura 2-2, si riporta una rappresentazione grafica della deformazione associata alle diverse modalità di applicazione del carico.



Figura 2-2: Rappresentazione delle deformazioni prodotte dalle diverse modalità di applicazione del carico-(a) trazione, (b) compressione, (c) taglio, (d) torsione (*Callister, 2000*)

Nel corrente Capitolo si fa riferimento alla prova di trazione semplice poiché utilizzata per la caratterizzazione meccanica delle lamiere costituenti il dispositivo di assorbimento multistrato descritto nel paragrafo 2.3. Tale test, relativamente semplice da eseguire e completamente standardizzato, prevede l'adozione di provini a sezione generalmente rettangolare/piatta o circolare le cui dimensioni sono vincolate dalle dimensioni dell'elemento metallico da cui si prelevano (Figura 2-3); in particolare, per il dimensionamento dei campioni si fa affidamento alla UNI EN ISO 6892-1-2016.



Figura 2-3: Provino a sezione rettangolare (a sinistra) e provino a sezione circolare (a destra) (UNI EN ISO 6892-1-2016)

Nelle due figure sopra riportate, L_0 rappresenta la lunghezza del tratto utile iniziale, L_c la lunghezza della sezione ridotta parallela, L_t la lunghezza totale, S_0 l'area della sezione originaria trasversale, $a_0 e b_0$ rispettivamente lo spessore e la larghezza iniziale del provino a sezione piatta, d_0 il diametro di un provino cilindrico. Nella figura a sinistra, con il numero I si indica la porzione di provino da immorsarsi nella macchina di prova. Nella figura sottostante si riporta una rappresentazione schematica della macchina di prova da due differenti punti di vista (Figura 2-4).



Figura 2-4: Rappresentazione schematica della macchina di prova- (a) Vista frontale, (b) vista laterale

L'esecuzione della prova, realizzata a velocità di deformazione costante, implica la concentrazione della massima tensione lungo la lunghezza utile del campione, pertanto la deformazione è confinata nella porzione centrale del provino. Siccome i risultati in output dal test di trazione risentono dell'effetto scala, la curva forza-spostamento (F-s), ottenuta per mezzo dell'installazione di un estensimetro sul campione e di una cella di carico sulla macchina, deve essere standardizzata in modo da ottenere una curva sforzo-deformazione (σ - ϵ). Per la normalizzazione dei dati si utilizzano le seguenti formule (Eq.2-1 e 2-2) (*Shackelford, 2009*).

$$\sigma = \frac{F}{S_0} \tag{2-1}$$

$$\varepsilon = \frac{L_f - L_0}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} \tag{2-2}$$

in cui σ rappresenta lo sforzo nominale (sforzo ingegneristico) espresso nel Sistema Internazionale in MPa ed ε la deformazione nominale (deformazione ingegneristica); F è il carico istantaneamente applicato assialmente al provino, esso è misurato in newton; L_f rappresenta la lunghezza finale a deformazione avvenuta ed, infine, ΔL la variazione di lunghezza in riferimento a quella iniziale, entrambe sono espresse in metri. A seconda delle proprietà del materiale testato, considerando una temperatura di esecuzione della prova pari a quella dell'ambiente, la curva σ - ε in output può assumere diverse forme (Figura 2-5).



⁶ Gli acciai dolci, noti anche come acciai a basso tenore di carbonio, sono leghe ferrose composte principalmente da ferro e carbonio in cui il carbonio è presente con una percentuale in peso inferiore allo 0.25%. Essi costituiscono leghe tenere e poco resistenti, ma al contempo duttili e tenaci. Trovano largo impiego non sono in ambito edilizio (es. lamiere, tubazioni, travi), ma anche nel settore automobilistico (es. carrozzeria dell'automobile) ed alimentare (es. lattine per bibite) (Callister, 2000).

I grafici sopra riportati fanno riferimento a due differenti materiali duttili che, pur essendo caratterizzati da risposte differenti, sono accomunati dalla presenza di un tratto elastico-lineare per bassi livelli di deformazione e di un tratto plastico oltre un certo limite ε_y , noto come tensione di snervamento Y (o anche σ_y). Lungo il ramo elastico il materiale è descrivibile tramite due parametri, ossia il modulo di Young *E* ed il coefficiente di Poisson v.

Il modulo di Young, altresì noto come modulo elastico, esprime la rigidezza, o meglio, la resistenza esercitata dal materiale nei confronti della deformazione elastica a causa dell'applicazione di un carico (Eq.2-3).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \tag{2-3}$$

Il coefficiente di Poisson, o coefficiente di contrazione laterale, esprime l'entità della deformazione in direzione trasversale all'asse di applicazione dello sforzo di trazione; in altri termini, fissato un sistema di riferimento *xyz*, v coincide con il rapporto tra la deformazione assiale ε_z e la deformazione laterale ε_y (Eq.2-4) (Shackelford, 2009).

$$v = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_z} \tag{2-4}$$

Riferendosi al grafico sopra riportato per l'acciaio dolce (Figura 2-5), si nota chiaramente la presenza di un tratto di transizione tra il campo delle deformazioni elastiche e di quelle plastiche (zona di snervamento) in cui la tensione si mantiene pressoché costante nonostante la deformazione continui ad avanzare oltre ε_y ; a seguito dello snervamento si assiste ad una ripresa della crescita della tensione all'avanzare della deformazione fino al raggiungimento di una tensione massima o ultima σ_u . Questo fenomeno, definito incrudimento, può essere approssimato da una legge lineare o di potenza. L'incrudimento comporta un incremento della resistenza del materiale. Oltre σ_u le tensioni si "riducono" fino al raggiungimento del carico di collasso per una deformazione pari a ε_f . La responsabilità di tale "riduzione" è attribuibile alla strizione, fenomeno per cui si assiste ad una graduale riduzione della sezione trasversale del campione, fino a rottura.

Nella realtà, la curva tensione-deformazione in output da una prova di trazione è caratterizzata da una continua crescita dello sforzo fino a rottura. Il differente andamento rispetto a quello reale e la decrescita della tensione, a seguito del raggiungimento di σ_u , sono giustificati dal fatto che nel caso della curva reale si tiene conto della riduzione della sezione trasversale, mentre nella curva sperimentale si trascura la riduzione della sezione trasversale del campione all'avanzare del test.

Il collasso del materiale avviene quando le risorse plastiche si esauriscono e la deformazione assume il valore ε_f . Le leghe di alluminio hanno un comportamento differente, infatti come emerge dal grafico (Figura 2-5), non è presente una zona di snervamento ben definita e a seguito del raggiungimento di Y, definita convenzionalmente come punto di intersezione tra la curva sforzo-deformazione e una linea parallela al tratto plastico e passante per ε pari a 0.2%, la deformazione e la tensione crescono monotonamente fino al raggiungimento del massimo valore della tensione σ_u . Oltre tale valore, anche in questo caso si manifesta la strizione.

Le curve sopra rappresentate, così come tutte le curve in output da una prova di trazione, hanno un andamento caratterizzato da elevata complessità, pertanto, nella pratica si assumono una serie di curve semplificate rappresentative del comportamento reale (Figura 2-6).



Figura 2-6: Curve sforzo-deformazione semplificate – A sinistra (a) curva rappresentativa di un materiale a comportamento elastico perfettamente plastico; a destra (b) un materiale a comportamento elastico con ramo incrudente lineare (*Lu e Yu, 2003*)

La scelta della legge costitutiva semplificata non è casuale, ma viene effettuata dopo aver osservato il comportamento reale del materiale sottoposto a test. Le due curve sopra riportate differiscono tra loro per la presenza o meno di incrudimento. In Figura 2-6 (a) è schematizzata una situazione in cui il ramo incrudente, a seguito del raggiungimento della tensione di snervamento, è poco significativo e dunque trascurabile; in Figura 2-6 (b) è rappresentata, invece, una legge costitutiva di un materiale con marcato comportamento incrudente e di cui si deve necessariamente tenere conto. Alle due tipologie di grafico si associano delle semplici funzioni analitiche che rappresentano il punto di partenza per la costruzione di modelli semplificati di comportamento dei materiali duttili. Le equazioni si riferiscono rispettivamente ad un materiale a comportamento elastico perfettamente plastico ed elastico con tratto incrudente (Eq.2 -5 e 2-6).

$$\sigma = \begin{cases} E \cdot \varepsilon & se \ \varepsilon \le \varepsilon_y \\ Y & se \ \varepsilon_y < \varepsilon < \varepsilon_f \end{cases}$$
(2-5)

$$\sigma = \begin{cases} E \cdot \varepsilon & se \ \varepsilon \le \varepsilon_y \\ Y + E_P \cdot (\varepsilon - \varepsilon_y) & se \ \varepsilon_y < \varepsilon < \varepsilon_f \end{cases}$$
(2-6)

Dalle equazioni, così come dall'osservazione dei grafici, si evince che in entrambi i casi la legge costitutiva è lineare a tratti; in particolare, se al materiale si associa un comportamento elastico perfettamente plastico (*elastic-perfectly plastic*), a seguito del raggiungimento della tensione di snervamento Y questa si mantiene costante fino a quando la deformazione non assume il valore ε_{f} . Nel caso di comportamento elastico con ramo incrudente (*elastic-linear hardening*) il primo tratto lineare, compreso tra 0 e Y, è caratterizzato da una pendenza pari a E mentre al secondo tratto si associa una pendenza pari a E_P (noto con il termine inglese *hardening modulus*). Per il fine del presente lavoro, la deformazione plastica è notevolmente maggiore rispetto alla quota parte elastico esprimendo così la legge costitutiva in termini plastici. Il materiale è caratterizzato dunque da un comportamento perfettamente rigido in campo elastico. I modelli semplificati visti in precedenza (Figura 2-6), tramite questa ulteriore considerazione, assumono la forma rappresentata in seguito (Figura 2-7).



Figura 2-7: Curve sforzo-deformazione semplificate – A sinistra curva rappresentativa di un materiale a comportamento rigido perfettamente plastico; a destra un materiale a comportamento rigido con ramo incrudente lineare (*Lu e Yu, 2003*)

In entrambi i casi, dunque, il materiale non si deforma fino a quando la sollecitazione esterna non è tale da generare una tensione almeno pari a quella di snervamento Y. Questa importante ipotesi fa sì che le espressioni analitiche Eq.2-5 e 2-6 assumano la seguente forma (Eq.2-7 e 2-8).

$$\begin{cases} \sigma = Y & \forall \varepsilon > 0 \\ 0 \le \sigma \le Y & \varepsilon = 0 \end{cases}$$
(2-7)

$$\begin{cases} \sigma \leq Y & se \varepsilon = 0\\ \sigma = Y + E_P \varepsilon & se \ 0 < \varepsilon < \varepsilon_f \end{cases}$$
(2-8)

Note le espressioni analitiche appena definite, come già precedentemente accennato, è possibile procedere alla realizzazione di semplici modelli per l'analisi delle capacità di assorbimento energetico dei materiali e delle strutture d'interesse.

2.1.2 Determinazione dell'energia assorbita EA

La dissipazione di energia è dovuta sia alle proprietà duttili del materiale elasto-plastico che a quella de formative e geometriche della struttura. (*Yang, et al., 2018*). L'efficacia di un dispositivo di dissipazione energetica viene, pertanto, valutata in relazione alla capacità di assorbimento energetico in risposta ad una sollecitazione esterna agente su di esso. La quantificazione dell'energia dissipabile è fondamentale poiché, mediante il confronto tra l'energia cinetica massima trasmessa al dispositivo durante l' urto e la sua capacità di assorbimento, viene valutata l'adeguatezza allo scopo per cui è stato installato; in altri termini, si vuole valutare se a seguito dell'impatto del blocco, il sistema di dissipazione sia in grado di assorbire l'energia trasmessa salvaguardando l'integrità del paramento su cui è stato installato e di conseguenza di ridurre la vulnerabilità locale dell'edificio.

È possibile definire l'energia dissipata da un sistema di assorbimento come l'area sottesa alla curva forza-spostamento ottenibile tramite prove di laboratorio e/o simulazioni numeriche. Di seguito si riporta la formulazione analitica per il calcolo dell'energia assorbita EA (2-9)

$$EA(d) = \int_0^d F(x) dx \tag{2-9}$$

dove d, espresso nel S.I. in m, rappresenta lo spostamento subito dal sistema a seguito dell'applicazione del carico all'istante di tempo t, F (in Newton) indica la forza applicata al dispositivo, x la direzione di applicazione del carico; l'unità di misura di EA è il joule.

L'energia assorbita, così definita, può essere espressa facendo riferimento alla massa e/o al volume del sistema; questo modo di definire l'energia permette in un certo senso di svincolarsi dalla geometria del pannello. Il vantaggio di questo modo di operare consiste nella possibilità di

confrontare in modo più speditivo i differenti dati, in termini energetici, in output da prove di laboratorio e da simulazioni numeriche, individuando così con maggiore rapidità i sistemi migliori dal punto di vista energetico e quelli meno performanti.

L'energia per unità di massa, nota nella letteratura scientifica come *energia specifica (Specific Energy Absorbption)*, è definita dal rapporto tra l'energia assorbita da un sistema e la sua massa (Eq.2-10).

$$SEA_m = EA/m = \int_0^d F(x)dx / \int \rho_c dV$$
(2-10)

In questa relazione matematica *m*, che è la massa, è calcolabile come l'integrale sul volume *V* della densità propria del dispositivo ρ_c . Il Sistema internazionale prevede che la massa sia espressa in kg e la densità in kg/m³.

L'energia per unità di volume, nota come *densità di energia*, è espressa invece dal rapporto tra l'energia assorbita dal dispositivo ed il volume di cui è caratterizzato (Eq.2-11).

$$SEA_V = EA/V = \int_0^d F(x)dx / \int 1dV$$
(2-11)

Il S.I. assume che il volume sia definito in m³.

La difficoltà nella determinazione dei parametri energetici appena definiti è connessa alla definizione di massa e volume del dispositivo poiché, come sarà possibile notare all'interno del Paragrafo successivo, bisogna tenere conto della densità propria ρ_c del dispositivo di dissipazione energetica, e non semplicemente della ρ del materiale costituente, ed anche della porosità del core del pannello di riferimento.

2.2 Dispositivi di tipo alveolare

In questo paragrafo si vogliono definire le caratteristiche dei dispositivi di assorbimento energetico realizzati mediante la sovrapposizione di un certo numero di strati, in modo da ottenere le strutture note in letteratura come *pannelli sandwich*. Ogni livello è assimilabile quindi ad una struttura dotata di pelli, o facce, esterne molto resistenti e da un'anima, o core, di materiale meno denso a rigidezza e resistenza minore, in grado di deformarsi per plasticizzazione. Le facce, così come l'anima, possono essere costituite da acciaio, alluminio, materiali di natura polimerica e legno (*Callister, 2000*). Le caratteristiche del panello nel suo complesso sono fortemente condizionate dalla geometria e dal materiale che costituisce il core. Nel presente paragrafo si porrà particolare attenzione ai materiali cellulari a "nido d'ape" poiché, come si vedrà successivamente (paragrafo 2.3), tale tipologia è stata scelta per la realizzazione del pannello analizzato nel presente lavoro di tesi. Oltre ai materiali alveolari (*honeycomb*), verranno brevemente trattate anche le caratteristiche delle schiume.

Tra i materiali cellulari impiegati, sia da soli che come anima dei dispositivi di assorbimento di tipo sandwich, spiccano i materiali alveolari; essi sono caratterizzati da una struttura bidimensionale costituita da una regolare ripetizione spaziale del medesimo modulo. Alle singole celle elementari possono essere associate differenti forme geometriche tra cui le più comuni sono: esagonale, circolare, quadrata ed altre (Figura 2-8).



Figura 2-8: In (a) esempio di materiale alveolare in alluminio a maglia esagonale; in (b)esempio di materiale alveolare in policarbonato a maglia circolare (le immagini (a) e (b), utilizzate al fine di rappresentare graficamente la geometria delle celle, sono state scaricate dal sito https://www.cel.eu/it); in (c)esempio di materiale alveolare in policarbonato a maglia quadrata (l' immagine a destra, utilizzate al fine di rappresentare graficamente la geometria delle celle, è stata scaricata dal sito http://www.plasticomsrl.it)

La geometria più diffusa in ambito ingegneristico e commerciale, ed a cui si farà riferimento nel seguito, è quella esagonale (Figura 2-9).



Figura 2-9: Definizione del sistema di riferimento e delle dimensioni caratteristiche di una cella esagonale (*Lu e Yu, 2003*)

In Figura 2-9 viene fissato i un sistema di riferimento $X_l X_2 X_3$, elemento essenziale al fine di studiare e definire in modo chiaro i meccanismi deformativi degli honeycomb sollecitati tramite l'applicazione di un carico in una delle tre direzioni definite. Prima di procedere con la descrizione delle caratteristiche delle celle alveolari, al fine di evitare l'insorgere di dubbi connessi alla geometria dell'elemento, si definiscono le grandezze geometriche fondamentali utilizzando la simbologia riportata nella figura soprastante in cui, con la lettera *c* si indica la lunghezza del tratto verticale della cella, con *l* la lunghezza del tratto inclinato, con *h* lo spessore ed infine con θ l'angolo di inclinazione del tratto *l* della cella con l'orizzontale.

Un parametro fondamentale per la caratterizzazione dei materiali alveolari è la *densità relativa* $\rho^* = \rho_c / \rho_s$; ρ_c rappresenta la densità complessiva del materiale cellulare, mentre ρ_s quella del solido di cui il materiale è costituito. L'introduzione di tale grandezza è fondamentale poiché permette di tener conto dei vuoti contenuti all'interno delle celle esagonali durante la definizione della massa di un volume di pannello sandwich. Nota la densità relativa, pertanto, è possibile definire la porosità del core che caratterizza il materiale cellulare come 1- ρ_c / ρ_s .

Nella letteratura scientifica sono presenti diverse formulazioni tramite cui è possibile giungere alla definizione di ρ_c/ρ_s , nel seguito se ne riportano alcune tra quelle più utilizzate.

Da un'analisi molto dettagliata emerge che la densità relativa può essere definita tramite la relazione Eq.2-12 (*Gibson e Ashby, 1997*).

$$\rho^*/\rho_s = \frac{h}{l} \left(\frac{c}{l} + 2\right) / 2\cos\theta(c + \sin\theta)$$
(2-12)

Nota tale formula, è possibile una sua semplificazione: nel caso in cui h << l, la densità relativa è infatti riscrivibile come (Eq.2-13)

$$\rho^* = \rho_c / \rho_s = C_1 h / l \tag{2-13}$$

All'interno dell'espressione analitica appena riportata, C₁ rappresenta una costante numerica dipendente esclusivamente dalle caratteristiche geometriche della cella elementare. Più nel dettaglio, se l=c e $\theta=30^{\circ}$, ossia nel caso di celle esagonali regolari, l'espressione appena introdotta diventa (Eq.2-14)

$$\rho^* / \rho_s = 2h / \sqrt{3} \, l \tag{2-14}$$

cioè la costante C₁ viene posta pari a $2/3^{0.5}$ (*Lu e Yu, 2003*).

Quando si discute di pannelli cellulari di tipo alveolare, un aspetto che non può essere assolutamente trascurato è la differente risposta, in termini di deformazione, che il carico agente può determinare a seconda che la sua retta d'azione giaccia nel piano X_1X_2 o in direzione ortogonale ad esso, ossia fuori piano (*Gibson e Ashby, 1997*). Quando la forza, di trazione o compressione, è applicata parallelamente al piano X_1X_2 , le pareti delle celle alveolari tendono ad avvicinarsi o allontanarsi tra di loro ed in questo caso si parla di meccanismo *nel piano*; quando la retta d'azione della forza, di trazione o compressione, è parallela all'asse X_3 , le pareti delle celle tendono a comprimersi o estendersi con conseguente riduzione o aumento di *h*, pertanto il meccanismo è identificato come *fuori dal piano*.

Facendo dapprima riferimento alla risposta nel piano, ipotizzando che sul dispositivo alveolare a celle esagonali agisca un carico di compressione monoassiale, si ottengono le seguenti curve σ - ε (Figura 2-10). Nel grafico di seguito rappresentato, le differenti curve tensione-deformazione si riferiscono a dispositivi alveolari caratterizzati da densità relative differenti e da un differente rapporto h/l.



Figura 2-10: Curva sforzo- deformazione per un dispositivo cellulare di tipo alveolare – Risposta nel piano (*Lu e Yu, 2003*)

Le curve, pur riferendosi a materiali con caratteristiche differenti, sono accomunate da un andamento simile nella forma. Ciascuna curva, come di seguito evidenziato, è suddivisibile in tre parti (Figura 2-11).



Figura 2-11: Andamento del grafico tensione-deformazione al variare della tipologia di meccanismo di rottura

Al <u>primo tratto</u>, che termina con il raggiungimento di una tensione critica, si associa un comportamento elastico lineare; in questa prima parte le celle subiscono una lieve deflessione recuperabile con la rimozione del carico applicato, non compromettendo dunque l' instabilità strutturale. Il <u>secondo tratto</u> è caratterizzato da un plateau di tensione pressoché costante ascrivibile ad un decadimento della resistenza delle celle esagonali; in questo tratto si può manifestare uno dei seguenti meccanismi di collasso:

- Instabilità elastica a carico di punta o svergolamento (elastic buckling), che si manifesta generalmente per bassi valori di h/l; in questo caso la struttura va a collasso a causa del raggiungimento del carico critico di Eulero⁷.
- Collasso duttile (plastic collaps), che si manifesta generalmente per alti valori di h/l; in questo caso la struttura va a collasso a causa del raggiungimento della tensione di snervamento.
- Rottura fragile (brittle failure), che si presenta quando gli elementi cellulari di tipo honeycomb sono costituiti da materiale fragile.

Lungo il <u>terzo tratto</u> vi è una repentina crescita delle tensioni attribuibile alla compattazione o addensamento delle celle che collassano su loro stesse per effetto dell'incremento del carico agente. A causa dell'addensamento, il dispositivo alveolare perde le proprie capacità dissipative e per questa la ragione, nell'ultimo stadio, la curva sforzo-deformazione è caratterizzata da una notevole crescita delle tensioni per piccole variazioni della deformazione; questo ultimo tratto è dominato dal fenomeno noto come "*densificazione*". È stata definita pertanto una deformazione di densificazione ε_D (*densification strain*) che teoricamente coincide con ρ^* (Eq.2-15); a seguito di studi condotti da alcuni studiosi è emerso che, in realtà, $\varepsilon_D < \rho^*$ (*Lu e Yu, 2003*).

$$\varepsilon_D = \rho^* = 1 - \frac{h}{l} \left(\frac{c}{l} + 2\right) / 2\cos\theta(c + \sin\theta)$$
(2-15)

Passando a considerare la risposta fuori-piano, ossia quella generata da una forza la cui retta d'azione è parallela ad X_3 (sistema di riferimento definito in Figura 2-9), è possibile affermare che il meccanismo di collasso, analogamente a quanto visto per la risposta nel piano, è condizionato dal rapporto di snellezza h/l; in particolare, a seconda che tale rapporto sia alto o basso, si può manifestare un collasso plastico o una rottura dovuta ad un'instabilità elastica per carico di punta.

⁷ Per carico critico di Eulero si intende una forza di compressione agente lungo l'asse longitudinale di un elemento, generalmente coincidente in Scienza delle Costruzioni con una trave o una colonna, che definisce il raggiungimento di una condizione che segna la separazione tra l'equilibrio stabile ed instabile. Il carico critico euleriano definito come $N_{Cr} = n^2 \cdot \pi^2 \cdot EI/l^2$ aumenta in proporzione alla rigidezza EI dell'elemento e diminuisce in modo inversamente proporzionale al quadrato della lunghezza stessa. Il termine n è un parametro adimensionale dipendente dai vincoli presenti agli estremi dell'elemento (*Carpinteri, 1997*).

Un'altra categoria di materiali cellulari è rappresentata dalle **schiume**, in letteratura anglosassone note con il termine *foams*. Nonostante il presente lavoro non si occupi dello studio di dispositivi di dissipazione energetica la cui anima sia costituita da tale materiale, è interessante valutare in modo molto sintetico le principali differenze e analogie con le lastre alveolari.

Le singole celle a struttura tridimensionale, collegate tra loro tramite i bordi, sono suddivisibili in aperte o chiuse a seconda che l'eventuale fluido presente possa scorrere da una cella all'altra oppure no. Così come per i dispositivi alveolari, le celle possono assumere diverse forme geometriche tra cui triangolare, esagonale e prismatica. La caratterizzazione delle schiume avviene sulla base della loro densità relativa definibile tramite le seguenti formulazioni analitiche rispettivamente valide per quelle a celle aperte e chiuse (Eq.2-16 e 2-17).

$$\rho^* / \rho_s = C_2 (h/l)^2 \tag{2-16}$$

$$\rho^*/\rho_s = C_3 h/l \tag{2-17}$$

In entrambi i casi compare una costante moltiplicativa, $C_2 e C_3$, dipendente dalla forma delle celle. Le curve sforzo-deformazione che caratterizzano le schiume, analogamente a quanto visto per i dispositivi honeycomb sono suddivisibili in tre tratti: risposta elastica lineare, snervamento con plateau di tensione ed infine addensamento. All'aumentare della densità, si nota una crescita del modulo elastico E iniziale, una crescita del plateau di tensione e una decrescita della deformazione di densificazione ε_D calcolabile mediante la medesima relazione utilizzata per gli elementi alveolari. Il tratto a tensione costante è condizionato, nelle celle chiuse, da un contributo addizionale proveniente dalla compressione del fluido intrappolato all'interno delle celle. Tale tratto è governato dai medesimi meccanismi di collasso visti per i materiali alveolari (*Lu e Yu, 2003*).

Negli ultimi anni, oltre alle classiche schiume polimeriche, il settore della ricerca sta sperimentando nuove schiume metalliche a base di alluminio e nichel. Dagli studi fino ad ora condotti è emerso che tali materiali innovativi sono dotati di notevoli capacità di assorbimento energetico.

2.3 Definizione del dispositivo di dissipazione energetica

Dopo aver definito alcuni concetti generali sui dispositivi di un dispositivo di assorbimento energetico, le caratteristiche dei materiali costituenti e le principali tipologie di pannelli cellulari, nel presente paragrafo verranno descritte le caratteristiche geometriche e meccaniche del dispositivo di assorbimento energetico oggetto di studio, ideato da un gruppo di ricerca del *Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Ambientale (DISEG)* del *Politecnico di Torino*. Verranno illustrate le modalità di assemblaggio e le differenti configurazioni adottabili.

2.3.1 Descrizione delle caratteristiche geometriche e meccaniche del dispositivo

I dispositivi di dissipazione energetica trattati, noti in letteratura come pannelli sandwich, sono il prodotto della combinazione di lamiere sottili, lisce e grecate, assemblate secondo diverse configurazioni. Entrambe le lastre usate presentano uno spessore pari a 0.6 mm e sono tagliate in moduli quadrati di lato 750 mm (Figura 2-12). Le lamiere grecate, dotate di maggiore resistenza strutturale rispetto a quelle lisce, sono caratterizzate da nervature longitudinali a profilo trapezoidale (Figura 2-12, Tabella 2-1). Le loro dimensioni sono principalmente legate alla necessità di utilizzare i macchinari in laboratorio. Sono stati scelti dei moduli quadrati di dimensioni contenute anche al fine di rendere meno complessa la loro installazione ed eventuale sostituzione per danneggiamento o deterioramento in corso d'opera; in realtà, negli edifici si possono utilizzare anche pannelli di dimensioni maggiori, in funzione delle necessità.



Figura 2-12: Lamiera liscia (a sinistra) e lamiera grecata (a destra) – Vista dall'alto e frontale



Figura 2-13: Dettaglio geometrico della cella a sezione trapezoidale

Lamiera lisc	ia e grecata
A [mm]	750
B[mm]	750
Cella traj	oezoidale
H [mm]	20
L [mm]	75
L1 [mm]	11.5
L2 [mm]	14.5
L3 [mm]	23
θ [°]	126

Tabella 2-1: Dimensioni geometriche dei moduli di lamiera e delle celle trapezoidali

Alle lastre costituite da acciaio zincato e preverniciato⁸ (DX51D) su entrambi i lati, si associano le caratteristiche meccaniche di seguito riportate (Tabella 2-2).

⁸ La zincatura e la preverniciatura sono dei trattamenti anticorrosivi eseguiti sui metalli al fine di incrementare la loro durata in opera. La zincatura è un processo che prevede l'applicazione di un film di zinco su un manufatto metallico al fine di proteggerlo dalla corrosione galvanica. Il trattamento di verniciatura prevede l'applicazione di uno strato di resina epossidica o acrilica anche in questo caso al fine di proteggerlo dal fenomeno della corrosione.

Proprietà	Lamiera liscia e grecata
Densità, ρ [kg/dm ³]	7.85
Coefficiente di Poisson, v [-]	0.27-0.30
Coefficiente di espansione termica lineare, λ [1/°C]	1.2.10-5
Modulo elastico, E [GPa]	90
Modulo di taglio, G [Gpa]	80
Tensione di snervamento, f_{y} [Mpa]	250÷370
Resistenza a trazione, σ_t [Mpa]	270÷500

Tabella 2-2: Proprietà meccaniche dell'acciaio

Si è scelto un acciaio sottoposto ai trattamenti superficiali precedentemente citati allo scopo di incrementare la resistenza alla corrosione, agli agenti climatici ed atmosferici evitando un degrado accelerato delle caratteristiche meccaniche dei dispositivi di assorbimento energetico a seguito della loro installazione sui paramenti esterni degli edifici o in un'intercapedine interna ad essi di cui si intende ridurre la vulnerabilità. Per il collegamento delle lastre sottili sovrapposte, e la conseguente produzione di pannelli sandwich, sono stati utilizzati dei rivetti in acciaio (Figura 2-14, Tabella 2-3) essi sono degli elementi meccanici di fissaggio che vengono adoperati ogni qualvolta non sia possibile realizzare una saldatura⁹.

La loro applicazione avviene, previa realizzazione di fori tramite un trapano dotato di punta elicoidale per ferro di diametro Φ 4.8mm, in corrispondenza di punti scelti accuratamente in modo da minimizzare il reciproco sollevamento tra le lamiere e garantire una buona tenuta al pannello risultante (Figura 2-15). L'installazione è stata eseguita tramite una rivettatrice pneumatica alimentata da un compressore ad aria; tramite tale metodo, il bloccaggio è assicurato da una compressione del corpo del rivetto con l'ausilio del gambo che viene successivamente tagliato. La tipologia di rivetti adottata è comunemente definita "a strappo".



Figura 2-14: Rappresentazione grafica di un rivetto cieco

L' [mm] 10 K [mm] 1.1	D [mm]	4.8	
K [mm] 1.1	L' [mm]	10	
	K [mm]	1.1	

Tabella 2-3: Carattteristiche geometriche del rivetto cieco

⁹ La saldatura è un processo che permette di realizzare un collegamento tra due materiali tramite la loro fusione o mediante l'ausilio di materiale d'apporto. A differenza di altre tecniche di collegamento, come ad esempio la chiodatura, la saldatura determina un collegamento permanente con continuità del materiale.



Figura 2-15: Rappresentazione dei punti di inserimento dei rivetti (le misure riportate sono espresse in mm)

Le lamiere piane e grecate, altresì dette facce e core, alternate tra di loro generano dei dispositivi ad uno, due e tre livelli. I pannelli a due e tre livelli sono rispettivamente la sovrapposizione di due e tre pannelli ad un livello (Figura 2-16).



Figura 2-16: Proiezione ortogonale di un dispositivo di assorbimento energetico ad un livello

I pannelli pluristrato possono assumere la configurazione:

- *Regular Arranged* (RA), caratterizzata da una ripetizione delle lamiere grecate nei diversi livelli senza alcuna rotazione o specchiatura (Figura 2-17);
- Mirror Arranged (MA), caratterizzata da una specchiatura delle lamiere grecate rispetto alla lamiera liscia di separazione tra due strati adiacenti (Figura 2-18);
- Crossed Arranged (CA), caratterizzata da una rotazione di 90° delle lamiere grecate tra due strati contigui (Figura 2-19).



Figura 2-17: Configurazione RA - a minor rigidezza - per pannelli a due livelli a sinistra e tre livelli a destra



Figura 2-18: Configurazione MA – a rigidezza media - per pannelli a due livelli a sinistra e tre livelli a destra



Figura 2-19: Configurazione CA – a rigidezza massima - per pannelli a due livelli a sinistra e tre livelli a destra

A ciascuna configurazione, in riferimento all'ordine sopra riportato (*RA, MA, CA*), compete una rigidezza crescente. La dissipazione energetica si attua attraverso la deformazione progressiva per schiacciamento dei vari strati pertanto all'aumentare del numero di strati, e dunque dello spessore complessivo del pannello, si manifesta una progressiva crescita della deformabilità con conseguente incremento dell'assorbimento energetico (*EA*).

Nei successivi capitoli verrà esaminato dapprima il comportamento del solo core sottoposto a schiacciamento, poi di un pannello ad un layer ed infine di un pannello a due livelli disposti secondo la configurazione Mirror Arranged.

2.3.2 Modalità di funzionamento del dispositivo

A questo punto è doveroso porre l'attenzione sulle modalità di funzionamento dei dispositivi presentati. A tal proposito, è necessario individuare innanzitutto uno schema statico rappresentativo della situazione reale.

In Figura 2-20, si riporta la rappresentazione grafica di un dispositivo di assorbimento energetico installato in posizione verticale sull'involucro esterno di un edificio potenzialmente interessato dal fenomeno della caduta massi; tale schema, estremamente semplificato, ha il solo obiettivo di inquadrare in modo generale e di fornire un'idea della situazione reale.

Viene poi raffigurata la sezione trasversale di un modulo di pannello sandwich ad uno strato ed il dettaglio costruttivo della lamiera grecata costituente l'anima e, per finire, lo schema statico associato ad una sua cella elementare.

La cella trapezoidale è connessa alla lamiera sottostante tramite dei vincoli semplici di tipo *carrello*, mentre la mezzeria del tratto soprastante è vincolata tramite un *doppio - doppio pendolo (Vallero, 2017)*. In Figura 2-21 si riporta una rappresentazione grafica dei vincoli utilizzati. Il carrello, che permette al punto P di scorrere lungo la retta *p*, è caratterizzato da un centro di istantanea rotazione giacente sulla retta per *n*. L'adozione del carrello, a cui si associa 1 grado di Vincolo (1 gdV), ammette la possibilità di spostamento in direzione orizzontale e di rotazione attorno al punto P. Il doppio – doppio pendolo, anch'esso dotato di 1 gdV, impone che il centro di istantanea rotazione rimanga sulla retta impropria ed ammette la possibilità di traslazione sia in direzione orizzontale che verticale con esclusione della possibilità di rotazione (*Carpinteri, 1992*).

La configurazione dei vincoli è una schematizzazione del tipo di legame esistente tra le varie celle elementari del core. Nella realtà, la situazione è differente poiché le varie celle sono mutuamente collegate da incastri interni realizzati dalla continuità del materiale.

Noto lo schema statico della cella elementare, nel seguito, si procede ad una trattazione analitica del collasso del pannello sandwich in lamiera grecata.



Figura 2-20: Rappresentazione grafica del dispositivo dissipatore installato su un paramento verticale, rappresentazione della sua sezione trasversale, dettaglio costruttivo dell'anima del pannello, schema statico associato alla cella elementare della lamiera grecata



Figura 2-21: Vincoli semplici adottati per la definizione dello schema statico

Considerando il pannello sandwich nella sua totalità, nel momento in cui esso è impattato tramite un carico di tipo impulsivo, si deforma inizialmente il primo strato esterno che entra a contatto diretto con il masso, quando tale strato raggiunge la massima deformazione sopportabile, trasferisce l'energia allo strato sottostante; nello strato sottostante, coincidente con l'anima ed in questo caso specifico con la lamiera grecata, per effetto del trasferimento del carico e del raggiungimento di un suo valore critico, insorgono delle cerniere plastiche in punti ben definiti; la plasticizzazione procede fino a quando, al raggiungimento della massima deformazione plastica del core, il carico viene trasferito alla seconda faccia più interna. In realtà, se l'energia cinetica rilasciata dal masso è inferiore ad un determinato valore, stabilito in relazione alla capacità di assorbimento energetico del pannello, si assiste ad un danneggiamento parziale e non totale del dispositivo coinvolto nell'urto. Nel seguito si farà riferimento alla situazione per cui un dispositivo raggiunga il massimo livello di deformazione ammesso. Il trasferimento della deformazione da uno strato a quello successivo, conseguentemente all'applicazione di un carico di compressione verrà illustrato nel Capitolo 3, facendo riferimento ai dati di prove di laboratorio. Per analizzare il meccanismo di collasso per completo schiacciamento a seguito di un impatto si considera inizialmente solo il core, dotato di maggiore resistenza strutturale delle due facce esterne, e si fa riferimento ad una singola cella in quanto la struttura è regolare e simmetrica.

Il sistema in questione può subire un impatto dinamico schematizzabile secondo un carico distribuito q lungo i tratti orizzontali della cella elementare (Figura 2-22); nonostante l'impatto sia un fenomeno prettamente dinamico, è possibile studiare la risposta del pannello facendo riferimento ad una sollecitazione di tipo statico in quanto, con riferimento alla singola cella, i carichi dinamici e quelli statici mobilitano i medesimi meccanismi di collasso.



Figura 2-22: Schema statico della cella trapezoidale caricata mediante carico distribuito q

Fino a quando il carico q applicato alla cella trapezoidale è inferiore rispetto al suo valore critico q_p , la deformazione subita è di tipo elastico e dunque reversibile; al contrario, quando il carico è uguale a q_p insorgono deformazioni plastiche irreversibili. In accordo con quanto visto per le celle esagonali (paragrafo 2.2), il valore del carico critico segna il passaggio da una situazione in cui domina la componente elastica della deformazione, per cui ad un incremento di carico corrisponde un incremento di deformazione, ad una in cui per effetto della duttilità del materiale, raggiunto un plateau di tensione, questo si mantiene costante per un certo intervallo di deformazioni. Lungo tale intervallo, a tensione pressoché costante, si plasticizzano i punti

indicati in Figura 2-23 sottostante con le lettere A, B, C e D con conseguente formazione di un sistema labile¹⁰ (*Vallero, 2017*).



Figura 2-23: Catena cinematica sorta a seguito della formazione delle cerniere plastiche

Un'ulteriore ipotesi semplificativa riguarda la dimensione delle cerniere plastiche: esse sono supposte essere puntuali, ma si introduce tale forzatura al fine di poter considerare i tratti costituenti la cella come degli elementi indeformabili avanzando con la descrizione del meccanismo di collasso tramite la teoria delle catene cinematiche. Il carico critico ricopre un ruolo di fondamentale importanza nella valutazione delle caratteristiche di assorbimento del dispositivo dissipatore pertanto la sua definizione, ottenibile per mezzo del principio dei lavori virtuali, è assolutamente necessaria (*Vallero, 2017*).

Secondo il principio dei lavori virtuali, il lavoro virtuale esterno è uguale a quello interno (Eq.2-18).

$$L_{VE} = L_{Vi} \tag{2-18}$$

Facendo riferimento alla Figura 2-24, tramite delle semplici relazioni analitiche, è possibile definire il lavoro virtuale esterno come il prodotto tra la forza concentrata F e l'abbassamento δ (Eq.2-19).

$$L_{VE} = 2 \cdot F \cdot \delta = q_p \cdot c \cdot b \cdot l \cdot \varphi \cdot \sin\theta \tag{2-19}$$

La forza concentrata F è pari al prodotto tra il carico critico e l'area su cui esso agisce (Eq.2-20):

$$F = q_p \cdot c/2 \cdot b \tag{2-20}$$

in cui b rappresenta la profondità di lamiera grecata considerata nella terza dimensione. L'abbassamento δ è esprimibile come (Eq.2-21):

$$\delta = BB' \cdot \sin\theta = l \cdot \sin\varphi \cdot \sin\theta \cong l \cdot \varphi \cdot \sin\theta \tag{2-21}$$

poiché la rotazione relativa φ dei componenti della catena cinematica è talmente piccola da poter approssimare il seno dell'angolo con l'angolo stesso.

¹⁰ Un sistema viene definito labile quando i vincoli sono insufficienti a bloccare, nel piano, la posizione del corpo rigido (Carpinteri, 1992).



Figura 2-24: Diagramma abbassamento verticale del corpo rigido per effetto della forza F

Il lavoro virtuale interno è esprimibile come il prodotto tra il momento plastico M_P nelle quattro cerniere plastiche, che si generano la cella elementare per effetto dell'applicazione di un carico uguale a quello critico, e la rotazione relativa φ (Eq.2-22).

$$L_{Vi} = 4 \cdot M_P \cdot \varphi = b \cdot t^2 \cdot \sigma_v \cdot \varphi \tag{2-22}$$

Il momento plastico è dato a sua volta dal prodotto tra il modulo plastico di deformazione Z e la tensione di snervamento propria del materiale (Eq.2-23)

$$M_P = Z \cdot \sigma_y = \frac{b \cdot t^2}{4} \cdot \sigma_y \tag{2-23}$$

Riprendendo l'equazione 2-18 e sostituendo L_{VE} ed L_{Vi} con le espressioni Eq.2-19 e Eq.2-22 si ottiene il carico critico adimensionalizzato rispetto alla tensione di snervamento (Eq.2-24).

$$q_P/\sigma_v = t^2/(l \cdot c \cdot \sin\theta) \tag{2-24}$$

Dall'osservazione della relazione appena definita, è possibile affermare che il carico critico è funzione delle caratteristiche geometriche della sezione (l, c, t, θ) e dalla tensione di snervamento del materiale costituente. Detto ciò, dunque per incrementare il valore del carico critico, si può ridurre il valore dell'angolo θ non perdendo però di vista il fatto che a questa riduzione corrisponde una crescita di l e di conseguenza una decrescita del rapporto t/l che, al di sotto di un valore limite, comporta l'insorgere dell'instabilità elastica della struttura.

Dalla Scienza delle Costruzioni è noto che il meccanismo di instabilità elastica per carico di punta si verifica qualora il carico di compressione esercitato sulla trave o sulla colonna, ed in questo caso specifico sull'elemento inclinato della cella trapezoidale, sia maggiore del cosiddetto carico critico di Eulero (Eq.2-25).

$$P_{cr} = n^2 \cdot \pi^2 \cdot EI/l^2 \tag{2-25}$$

Nella presente formula n^2 è un parametro adimensionale che tiene conto dei vincoli agli estremi e della loro possibilità di rotazione; *E* coincide con il modulo elastico del materiale di cui è costituito il pannello ed *I* con il momento di inerzia (*Carpinteri*, 1997).

Una volta definita la forza critica è necessario fare un confronto con quella reale agente lungo il tratto inclinato, definibile mediante scomposizione della forza F in una componente parallela e una ortogonale al segmento inclinato (Figura 2-25).



Figura 2-25: Carico assiale sviluppato lungo il tratto inclinato per effetto della forza F

La componente di F, la cui retta d'azione risulta parallela al tratto d'interesse, è pari a (Eq.2-26)

$$P = F \cdot \cos\theta = q \frac{c}{2} b \cdot \cos\theta \tag{2-26}$$

Eguagliando le relazioni 2-25 e 2-26 si giunge alla determinazione del carico distribuito critico q_{cr} adimensionalizzato rispetto al modulo elastico *E* (Eq.2-27)

$$q_{cr}/E = \left(n^2 \cdot \pi^2 \cdot \frac{l}{l^2}\right) / \left(\frac{c}{2}b \cdot \cos\theta\right)$$
(2-27)

Il carico critico appena individuato è funzione delle caratteristiche geometriche della cella e del modulo elastico del materiale di cui è costituita. Giunti a questo punto, per capire quando si verifica un meccanismo e quando, invece, se ne verifica un altro è necessario definire il rapporto critico di snellezza l/t per cui il carico critico euleriano q_{cr} ed il carico critico di plasticizzazione q_p si eguagliano. Definiti questi due carichi, si assume come valore di riferimento il minimo tra i due; quando il carico agente q_c è pari a q_{cr} , t/h è minore rispetto al rapporto di snellezza critico e si giunge a rottura per svergolamento, al contrario, se q_c è pari a q_p , t/h è maggiore rispetto al rapporto di snellezza critico, alla luce di quanto detto fino ad ora è importante che t/h sia maggiore rispetto al suo valore critico al fine di garantire una rottura plastica che permette di sfruttare al massimo le risorse deformative di cui il pannello dispone.

Noto q_c e le caratteristiche geometriche della cella elementare, dopo aver definito la geometria semplificata del masso, è possibile definire la forza impattante sul pannello sandwich e determinare la forza di reazione R_F esercitata dal paramento sul pannello (Figura 2-26). Al fine di semplificare il problema, al corpo rigido impattante si associa una geometria regolare a base circolare avente diametro pari a *d* pertanto, l'impronta è circoscritta entro una porzione limitata del pannello il che implica la non totale collaborazione del dispositivo nei confronti dell'assorbimento energetico. Il volume di sistema dissipatore coinvolto durante il trasferimento è caratterizzato da una forma tronco – conica in cui il diametro maggiore è pari a *D* (*Vallero, 2017*).



Figura 2-26: Rappresentazione della porzione di pannello effettivamente coinvolte nella dissipazione energetica (evidenziata in rosso) a seguito dell'impatto del masso sul pannello e risposta del paramento all'interfaccia

La difficoltà nella definizione del volume è connessa alla determinazione dell'angolo α che dipende dalle caratteristiche del materiale ed in particolare dal coefficiente di attrito, dalle modalità di collegamento dei differenti strati del pannello e dalla strategia usata per la sua installazione lungo il paramento. All'interfaccia pannello-paramento nasce una pressione di collasso q_p (definibile tramite la relazione Eq.2-24) opposta alla forza d'impatto, tale che il suo prodotto con l'area netta di base definisca R_F (Eq.2-28).

L'area netta di base A_n è calcolata definendo solo i tratti in cui effettivamente c'è contatto tra il dispositivo e il paramento, ossia prendendo in considerazione solo i tratti orizzontali della cella elementare (Eq.2-29) e non l'area totale A (Eq.2-30) (*Vallero, 2017*).

$$R_F = q_p \cdot A_n \tag{2.28}$$

$$A_n = b \cdot c \tag{2-29}$$

$$A = b \cdot \left(2 \cdot \frac{c}{2} + 2 \cdot l \cdot \sin\theta + c\right) \tag{2-30}$$

In conclusione, all'interno del presente capitolo è stato sottolineato che la necessità di installare degli assorbitori di energia nasce dal fatto che le strutture convenzionali sono progettate per lavorare secondo livelli tensionali e deformativi elastici, ossia, nel campo delle piccole deformazioni, ragion per cui non sono in grado di sopportare intensi carichi d'impatto. La riduzione della vulnerabilità locale di un edificio è resa possibile dalla capacità del dispositivo installato di deformarsi, sviluppando un notevole cambiamento geometrico, ed assorbire energia a seguito di una collisione.

Tenuto conto delle caratteristiche essenziali che un assorbitore energetico deve possedere al fine di adempiere alla sue funzioni, sono stati proposti dei panelli sandwich ad uno e più strati disposti secondo differenti configurazioni a ciascuna delle quali si associa una capacità dissipativa differente. È stato sottolineato come la potenzialità di un pannello di dissipare energia a seguito di un urto sia stimabile mediante la definizione dell'energia assorbita EA ed infine le modalità di funzionamento ed i meccanismi di collasso possibili. All'interno del Capitolo 3 si riporteranno i risultati di una serie di prove di laboratorio che permetteranno di valutare la capacità dissipativa di alcune delle possibili configurazioni sopra proposte.

CAPITOLO 3

ANALISI DI UN FENOMENO DINAMICO TRAMITE APPROCCIO PSEUDO-STATICO ED INTERPRETAZIONE DEI RISULTATI DI PROVE SPERIMENTALI

Nei precedenti capitoli è stata più volte sottolineata l'importanza della valutazione e della mitigazione del rischio mediante l'adozione di misure di prevenzione e protezione volte, in particolare, alla riduzione della vulnerabilità strutturale degli edifici ordinari in aree interessate da fenomeni potenzialmente pericolosi. Sono state illustrate alcune delle soluzioni tradizionali adottate, sin dai tempi passati, al fine di perseguire tale obiettivo (tra cui l'integrazione delle abitazioni nel terreno, l'orientamento degli edifici in modo da minimizzare l'area d'impatto, l'organizzazione delle disposizione funzionale degli ambienti esterni, ecc.); a seguito della descrizione delle caratteristiche che contraddistinguono i dispositivi di dissipazione energetica, sono state pensate delle possibili soluzioni innovative basate sull'installazione di assorbitori di energia sui paramenti esterni degli involucri edilizi, potenzialmente esposti al fenomeno di caduta massi. Più nel dettaglio, ci si è riferiti a dei pannelli sandwich, costituiti da uno o più strati, disposti secondo diverse configurazioni (*RA, MA, CA*). Al fine di esaminare il comportamento dei dissipatori, usualmente, in fase iniziale si eseguono delle *prove di laboratorio di tipo pseudo-statico* in modo da avere maggiore controllo del fenomeno stesso e poter seguire il comportamento tenso-deformativo.

All'interno del presente Capitolo, verranno esposte le semplificazioni assunte per l'esecuzione dell'analisi del fenomeno dinamico mediante prove di compressione monoassiale. Poiché esse sono condotte su una porzione limitata di struttura, è più corretto parlare di prove di punzonamento (*punching test*); verranno in seguito riportati i risultati delle analisi condotte, in termini di:

- Curve forza-tempo (*F*-*t*);
- Curve forza-spostamento (F- δ), da cui è possibile valutare l'*entità del carico* trasmessa al substrato;
- *Energia assorbita* (*EA*) per i differenti livelli deformativi raggiunti, energia specifica (SEA_m) e densità energetica (SEA_V).

3.1 Prove di punzonamento pseudo-statico

Come già accennato, il comportamento dei dispositivi di dissipazione energetica viene, in prima battuta, analizzato mediante prove di tipo pseudo-statico. Tale approccio è accettabile poiché, grazie alla ridotta velocità di applicazione del carico rispetto al caso reale, è possibile, come già detto, avere maggiore controllo del processo deformativo; inoltre, pur dovendo introdurre numerose assunzioni semplificative, i meccanismi di collasso sono gli stessi sia in campo statico che in quello dinamico. Prima di procedere con la descrizione dello schema di prova e dei risultati ottenuti, è bene definire e giustificare le ipotesi di partenza.
3.1.1 Assunzioni alla base dell'esecuzione delle prove

I risultati in output dalle prove di compressione monoassiale hanno l'obiettivo di restituire informazioni essenziali per la comprensione del comportamento di un pannello sandwich, sollecitato tramite un carico di tipo impulsivo. Nel caso in esame, la sollecitazione impulsiva coincide con la forza esercitata da un masso in moto, secondo una determinata velocità *v*. Dovendo ricondursi ad un approccio di tipo pseudo-statico, è necessario assimilare l'azione dinamica del blocco d'impatto ad una forza pseudo-statica agente su una ben definita area del pannello. Non è possibile conoscere a priori il punto d'impatto del masso pertanto, è fondamentale stabilire una zona di contatto tra blocco e dispositivo. Per l'esecuzione delle prove, che verranno successivamente descritte, si è scelto di fissare come punto di applicazione del carico il baricentro geometrico della lastra.

Non è possibile conoscere nemmeno l'esatta geometria del blocco né in termini di dimensioni, né di forma. Anche in questo caso, al fine di permettere l'esecuzione della prova, si è assunto un corpo rigido impattante caratterizzato da una forma cilindrica a base circolare.

Alle ipotesi semplificative fino ad ora introdotte, se ne aggiunge un'altra relativamente alla retta di azione del carico, si assume infatti che quest'ultimo agisca in direzione ortogonale al pannello; tramite tale ipotesi è possibile valutare la risposta fuori piano.

In fase di esecuzione della prova di punzonamento il dispositivo assorbitore, disposto in posizione orizzontale, non viene vincolato al piano della macchina su cui poggia; ci si discosta dalla situazione reale poiché, innanzitutto, i dispositivi proposti sono stati pensati per ridurre la vulnerabilità strutturale dei paramenti verticali esterni, ma vengono testati in orizzontale e, cosa ancora più importante, si trascurano gli effetti connessi alla presenza di eventuali elementi di ancoraggio che permettono l'installazione del pannello sul componente opaco da proteggere. Ciò è dovuto al fatto che il fine della pertinente attività è la valutazione del comportamento deformativo del pannello, indipendentemente dalla modalità di assemblaggio.

Dunque, per poter effettuare le prove di punzonamento, è necessario introdurre una serie di semplificazioni meccaniche e geometriche. Più che parlare di semplificazioni di tipo geometrico, sarebbe corretto parlare di vere e proprie forzature poiché, non è detto che il blocco impatti contro il centro del sistema e tantomeno che abbia geometria cilindrica a base circolare; essendo, tuttavia, il problema trattato contenuto in un campo ancora inesplorato, si accettano tali ipotesi semplificative al fine di ottenere dati di input per l'elaborazione e la taratura di modelli, quanto più possibile, vicini alla condizione reale.

3.1.2 Descrizione delle condizioni di prova

Le prove di compressione monoassiale, realizzate mediante l'uso di una macchina Zwick/Roell, sono eseguite mediante l'applicazione di un carico in controllo di deformazione; la sua velocità di applicazione è di 1 mm/min, ovvero ad ogni minuto corrisponde uno schiacciamento del pannello sandwich di 1 millimetro. La prova, che prevede un carico di contatto o pre-load di 200 N, viene interrotta al raggiungimento di un livello di deformazione per il quale si presenta il fenomeno di densificazione. Tipicamente questa soglia è fissata pari al 90% dell'altezza del pannello.

Il pannello viene adagiato sulla piastra inferiore della macchina di prova che, a seguito dell'avvio del test, gradualmente si solleva comportando un incremento di carico ed un progressivo schiacciamento delle lamiere. Si illustra, nella seguente immagine, uno schema rappresentativo del sistema macchina-dissipatore (Figura 3-1).



Figura 3-1: Schema rappresentativo del sistema macchina-dissipatore

Nel rispetto delle assunzioni di partenza, è importante che il campione sia disposto in modo tale che la retta di applicazione del carico intersechi il baricentro del dispositivo; questa operazione viene eseguita manualmente, aiutandosi mediante riferimenti grafici impressi su di esso, tramite una matita, al termine delle operazioni di assemblaggio. Il carico viene applicato mediante un punzone realizzato appositamente per testare i pannelli proposti.

Esso è costituito da una sezione trasversale di diametro Φ 150 mm ed altezza di 100 mm. Le dimensioni del campione sono state scelte in modo da avere un diametro pari a due volte la dimensione della cella elementare della lamiera grecata. In figura, in rosso, si evidenzia la cella elementare di larghezza complessiva 75mm (Figura 3-2).



Figura 3-2: Dimensioni del punzone e larghezza della cella elementare della lamiera grecata (le misure sono espresse in millimetri)

Per la realizzazione del punzone si è impiegata una malta caratterizzata da una resistenza media a compressione a 28 giorni ($R_{m,28gg}$) di 49.5 MPa. La sua massa complessiva è pari a 4.108 kg. È importante sottolineare come, la scelta del materiale impiegato per la sua costruzione sia dettata dalla necessità di disporre di un prodotto finale con rigidezza assiale maggiore di quella offerta dal pannello, in modo da impedirne la rottura in fase di prova e di garantirne l'utilizzabilità per le prove successive.

Esso è vincolato alla macchina tramite un magnete, dotato di una forza di attrazione di 20 kg, che è collocato in corrispondenza della sezione terminale a contatto con la macchina di prova.

Prima dell'esecuzione della prova, tra il pannello e il punzone si interpone uno strato di teflon con spessore dell'ordine del decimo di millimetro al fine di minimizzare, quanto più possibile, l'insorgenza di tensioni tangenziali dovute alla scabrezza del punzone.

Un elaboratore connesso alla macchina, al termine del test, restituisce un file, in formato ".txt", contenente nelle prime due righe il valore del pre-carico (*pre-load*) e la velocità di esecuzione della prova (*test speed*); dalla terza riga in poi, tre colonne in cui si riportano rispettivamente il tempo di avanzamento (*test time*), in secondi, lo spostamento della base inferiore della macchina di prova (*standard travel*), in millimetri, e la forza esercitata sul pannello (*standard force*), in newton. La forza viene rilevata da un dinamometro, mentre lo spostamento della base mobile della macchina di prova mediante un sensore di spostamento.

3.2 Descrizione dei risultati delle prove di laboratorio

Il presente Paragrafo è destinato alla raccolta dei risultati di alcune prove di compressione monoassiale. Attualmente, sono state condotte 14 prove di punzonamento su dispositivi di assorbimento energetico contraddistinti da configurazioni differenti.

Poiché l'anima di un pannello sandwich determina un notevole incremento della rigidezza flessionale del sistema, prima di valutare il comportamento dei dispositivi, ad uno o più strati, è parso utile esaminare la risposta dell'anima sollecitata mediante l'applicazione di una forza di compressione monoassiale. Oltre alle prove eseguite sui pannelli sandwich, per le motivazioni appena esposte, sono state effettuate due prove allo scopo di esaminare il comportamento del singolo core.

Dall'avvio del presente lavoro di tesi, sono stati eseguiti due test sull'anima del pannello (Test 08_10_2018-1 e Test 08_10_2018-2), una prova su un pannello ad un livello (PR_14_1_AL_R) ed una su un dispositivo a due strati (PR_13_2_MA_R); le altre 12 prove sono state effettuate in precedenza.

Al fine di garantire una migliore comprensione del comportamento dei dispositivi di dissipazione energetica trattati, è stato necessario consultare ed interpretare i risultati di alcune delle prove di laboratorio eseguite precedentemente; in particolare, è stato necessario valutare i dati relativi ad una prova condotta su un dispositivo ad un livello (PR_4AL_R) e di due prove eseguite su due dispositivi a due livelli ($PR_52AL_R e PR_62CA_R$).

3.2.1 Risultati dei test condotti sull'anima del pannello sandwich

Si riportano, nel seguito, i risultati di due test condotti su due lamiere grecate; le modalità di esecuzione della prova sono le medesime in entrambi i casi, l'unica differenza risiede nel fatto che, nel primo caso, è stato interposto uno strato di teflon (il cui spessore è dell'ordine del decimo di millimetro) tra il piano della macchina e la lamiera, mentre nel secondo è stato rimosso. Questa scelta è stata dettata dalla necessità di valutare l'influenza dell'attrito, tra la lamiera ed il piano di appoggio della macchina, e la conseguente variazione in termini di carico e spostamento.

Ai due test di associa il codice identificativo:

- Test 08 10 2018-1;
- Test_08_10_2018-2.

In entrambi i casi, 08_10_2018 esprime la data di esecuzione della prova, nel formato *giorno_mese_anno*; 1 indica il test condotto in presenza dello strato di teflon, mentre 2 si riferisce al test effettuato in sua assenza. Di seguito, si riportano due immagini che ritraggono il sistema macchina-lamiera grecata in presenza e assenza di teflon (Figura 3-3).



Figura 3-3: Lamiera grecata inserita nella macchina di prova (In alto Test_08_10_2018-1 , in basso Test-08_10_2018-2)

Test 08 10 2018-1

Il test è stato interrotto al raggiungimento di un deformazione pari al 97.6% di quella totale; tenendo conto che il dispositivo è dotato di uno spessore complessivo di 20.6 mm, a seguito dell'esecuzione della prova, la porzione di lamiera al di sotto del punzone, ha subito uno schiacciamento pari a 20.12 mm.

Si riportano di seguito le curve forza-tempo F-t e forza-spostamento F- δ , tramite la cui consultazione emerge l'entità del carico trasmessa al substrato ed il passaggio da un tratto a comportamento elastico ad uno a comportamento plastico (Figura 3-4, Figura 3-5). Dall'osservazione degli effetti dell'azione del carico sulla lamiera in fase di prova ed un confronto con i grafici appena menzionati, è stato possibile individuare dei punti indispensabili al fine di una corretta interpretazione dei risultati (Tabella 3-1).



Figura 3-4: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – Test_08_10_2018-1



Figura 3-5: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm] – Test_08_10_2018-1

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	4.86	5.32	8.67
2	14.26	14.71	4.00
3	19.72	20.12	72.64

Tabella 3-1: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – Test_08_10_2018-1

Il primo punto, a 4.86 minuti dall'inizio della prova, segna il raggiungimento del primo picco di carico (8.67 kN) e la transizione tra la deformazione elastica e quella plastica. In corrispondenza di tale punto significativo, a cui compete uno spostamento pari a 5.32 mm, si assiste alla formazione di punte coniche, lungo i tratti orizzontali della lamiera grecata, nell'area al di sotto del punzone (Figura 3-6).





Figura 3-6: Formazione e crescita delle cerniere plastiche al di sotto del punzone

Le tre cerniere sopra riportate fanno riferimento ad istanti temporali differenti infatti, la prima viene raffigurata in fase di formazione, mentre le altre due in fase di propagazione. In alto, è possibile apprezzare la formazione della cerniera plastica idealmente attraversata dall'asse longitudinale del punzone che, propagandosi, entra in contatto con lo strato di teflon interposto tra lamiera e punzone; in basso, sia a sinistra che a destra, si individuano le due cerniere plastiche che, al raggiungimento di un livello di avanzamento della prova pari al 71.4%, raggiungono lo strato di teflon tra la lamiera e la piastra d'appoggio della macchina (Figura 3-7).



Figura 3-7: Cerniere plastiche, a contatto con gli strati di teflon, in corrispondenza del punto 2

Il tratto compreso tra 1 e 2 è caratterizzato da una notevole riduzione del carico assiale all'aumentare dello spostamento, si nota infatti che, per 14.71 mm di spostamento, F è pari a 4 kN; oltre 14.26 minuti, quest'ultimo inizia a risalire fino all'arresto della prova.

Lungo l'intervallo 2-3, il grafico F- δ presenta un tratto a marcata curvatura; ciò è dovuto al sollevamento di una porzione della lamiera grecata davanti e dietro al punzone. A 19.72 minuti, in corrispondenza del 98% della deformazione e di un carico pari a 72.64 kN, la prova viene interrotta e la lamiera assume la configurazione deformata riportata nella figura sottostante (Figura 3-8).



Figura 3-8: Deformazione della lamiera grecata a seguito dell'interruzione della prova di punzonamento

Test 08 10 2018-2

Si riportano di seguito i grafici F-t e F- δ e le coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati ottenuti dalla prova di compressione (Figura 3-9, Figura 3-10, Tabella 3-2). Una descrizione più dettagliata dell'andamento dei grafici è contenuta all'interno dell'Allegato A1.



Figura 3-9: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – Test_08_10_2018-2



Figura 3-10: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm] – Test_08_10_2018-2

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	4.83	5.25	9.67
2	13.69	14.11	3.40
3	19.34	19.74	52.98

Tabella 3-2: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – Test_08_10_2018-2

Confrontando i due grafici F- δ , emerge che la curva riferita al Test 08_10_2018-2 (in rosso) è traslata, verso sinistra e verso l'alto, rispetto a quella in output dal Test 08_10_2018-1 (in nero) (Figura 3-11).

Lo scostamento è lieve fino a circa 6 mm di spostamento assiale, si ha infatti uno scarto, in termini di carico, dell'ordine di 1 kN; nel tratto intermedio, compreso tra 6 mm e 14 mm, le due curve si sovrappongono; infine, da 14 mm di spostamento fino all'interruzione delle prove, la curva in rosso è traslata verso sinistra di una quantità circa pari ad 1 mm rispetto a quella nera. La responsabilità della non perfetta sovrapposizione tra i due grafici è attribuibile, oltre alle

La responsabilità della non perfetta sovrapposizione tra i due grafici è attribuibile, oltre alle imperfezioni geometriche caratterizzanti le lamiere utilizzate per la costruzione dei dispositivi ed all'eccentricità nell'applicazione del carico, alla variazione del coefficiente di attrito all'interfaccia tra lamiera grecata e piano di appoggio nei due differenti casi.



Figura 3-11: Confronto tra i risultati delle prove sperimentali Test 08_10_2018-1 e Test 08_10_2018-2

3.2.2 Risultati delle prove condotte su pannelli sandwich ad un livello

All'interno del presente Paragrafo, sono contenuti i risultati delle prove di compressione monoassiale condotte su due dispositivi assemblati secondo la medesima configurazione (Figura 3-12). In particolare, i pannelli sono costituiti da un core grecato, compreso tra due pelli orizzontali, secondo uno schema Regular Arranged.

Alle prove si associano i seguenti codici identificativi:

- PR_4_1_RA_R¹¹, dove PR è il diminutivo di prova; 4 coincide con il numero di prove eseguite sui pannelli (assemblati secondo una delle configurazioni proposte nel precedente capitolo); 1 indica il numero di strati di cui dispone il pannello sandwich; RA esprime la disposizione del core; infine, R suggerisce la modalità di assemblaggio del pannello, ovvero mediante rivettatura;
- *PR_14_1_RA_R¹²*, dove *14* indica il numero progressivo di prove eseguite; la restante parte della sigla rimane invariata rispetto alla prova precedente.

¹¹ Nel seguito, può capitare di fare riferimento a tale prova mediante il codice identificativo $PR_4_1_AL_R$. RA ed AL esprimono la medesima disposizione della lamiera grecata; la prima sigla è l'acronimo inglese di *Regular Arranged* mentre, la seconda fa riferimento al termine italiano *Allineato*.

¹² Analogamente a quanto detto per la prova precedente, può capitare di riferirsi a questo test mediante l'equivalente sigla $PR_{14_1AL_R}$.



Figura 3-12: Dispositivi RA, ad un layer, inseriti nella macchina di prova (In alto PR_4_1_AL_R , in basso PR_14_1_AL_R)

<u>PR_4_1_RA_R</u>

Si riportano di seguito le curve forza-tempo F-t e forza-spostamento F- δ in uscita dalla prova di punzonamento (Figura 3-13, Figura 3-14). La prova è stata arrestata a 16.38 minuti dall'istante di avvio, in corrispondenza di una deformazione pari al 75.2% di quella totale e per un carico assiale di 49.96 kN. In fase di interpretazione dei risultati, è possibile individuare tre punti di fondamentale importanza, le cui coordinate si riportano nel seguito (Tabella 3-3). Informazioni più dettagliate, in merito al comportamento del campione sottoposto a prova di compressione semplice, sono contenute all'interno dell'Allegato A2.



Figura 3-13: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – PR_4_1_RA_R



Figura 3-14: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale $\delta~[mm]-PR_4_1_RA_R$

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	4.47	4.48	14.99
2	11.70	11.72	13.27
3	16.38	16.40	49.96

Tabella 3-3: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – PR_4_1_RA_R

<u>PR_14_1_RA_R</u>

A differenza della prova precedentemente definita, in questo caso la deformazione massima raggiunta è notevolmente più alta (pari al 95.3% di quella totale). I grafici seguenti illustrano il legame tra forza e tempo (*F-t*) e tra forza e spostamento (*F-δ*)(Figura 3-15, Figura 3-16). Sono stati individuati tre punti necessari all'interpretazione dei dati disponibili (Tabella 3-4). Ulteriori considerazioni sono riportate all'interno dell'Allegato A3.



Figura 3-15: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – PR_14_1_RA_R



Figura 3-16: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm] – PR_14_1_RA_R

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	4.28	4.73	16.79
2	11.78	12.23	15.29
3	20.33	20.79	250.41

Tabella 3-4: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – PR_14_1_RA_R

Dalla comparazione dei grafici forza-spostamento F- δ , in output delle due prove, emerge che le due curve hanno un andamento molto simile fino ad uno schiacciamento del pannello di circa 13mm (Figura 3-16). Da 13 mm in poi, man mano che ci si sposta verso grandi spostamenti, le curve manifestano un comportamento differente.



La responsabilità di ciò è attribuibile a diverse cause, tra cui:

imperfezioni geometriche caratterizzanti le lamiere utilizzate per la costruzione dei dispositivi;

- impossibilità di realizzare, mediante assemblaggio manuale, prodotti finali identici;
- eccentricità nell'applicazione del carico.

3.2.3 Risultati delle prove condotte su pannelli sandwich a due livelli

Le prove di compressione semplice sono state eseguite su pannelli a due strati, disposti secondo una configurazione Mirror Arranged,, Regular Arranged e Cross Arranged (Figura 3-18).

Alle tre prove appena citate si associano le seguenti sigle identificative:

- $PR_5_2RA_R^{13}$, dove: 5 indica il numero di prove di punzonamento eseguite su moduli elementari di pannelli (di lato 750mm); 2 indica il numero di strati di cui dispone il dispositivo; RA corrisponde alla modalità di assemblaggio del dispositivo.
- $PR_6_2_CA_R^{l4}$, dove: 6 indica il numero di prove di punzonamento eseguite su moduli elementari di pannelli (di lato 750mm); 2 indica il numero di strati di cui dispone il dispositivo; CA corrisponde alla modalità di assemblaggio del dispositivo.
- PR_13_2_MA_R¹⁵, dove: 13 indica il numero di prove di punzonamento eseguite su moduli elementari di pannelli (di lato 750mm); 2 indica il numero di strati di cui dispone il dispositivo; MA corrisponde alla modalità di assemblaggio del dispositivo.



¹³ Nel seguito può capitare di far riferimento a questa prova tramite il codice $PR_5_2AL_R$; entrambe le sigle, RA e AL, indicano che le lamiere grecate sono allineate l'una rispetto all'altra.

¹⁴ Nel seguito può capitare di far riferimento a questa prova tramite il codice $PR_6_2_TR_R$; entrambe le sigle, CA e TR, indicano che le lamiere grecate sono ruotate di 90° l'una rispetto all'altra (CA è l'acronimo di *Cross Arranged*, mentre TR *Trasversale*).

¹⁵ Nel seguito può capitare di far riferimento a questa prova tramite il codice $PR_13_2_SP_R$; entrambe le sigle, MA e SP, indicano che le lamiere grecate sono specchiate l'una rispetto all'altra (MA è l'acronimo di *Mirror Arranged* mentre SP di *Specchiato*).



Figura 3-18: Dispositivi RA, a due strati, inseriti nella macchina di prova (In alto PR_5_2_RA_R, al centro PR_6_2_CA_R, in basso PR_13_2_MA_R)

<u>PR 5 2 RA R</u>

I seguenti grafici esprimono il legame tra la forza ed il tempo, e la forza e lo spostamento (Figura 3-19, Figura 3-20). In tabella si riportano le coordinate dei punti significativi per l'interpretazione del comportamento del pannello in fase di prova (Tabella 3-5). L'Allegato A4 contiene ulteriori informazioni in merito all'esecuzione di tale prova.



Figura 3-19:Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – PR_5_2_RA_R



Figura 3-20: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento δ [mm] – PR_5_2_RA_R

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	29.22	29.72	25.31
2	36.91	37.41	130.66

Tabella 3-5: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – PR_5_2_RA_R

PR 6 2 CA R

I risultati in output dalla prova di compressione hanno permesso di ricostruire i grafici riportati in seguito (Figura 3-21, Figura 3-22); le coordinate dei punti evidenziati in rosso sono espresse in forma tabulare (Tabella 3-6). Ulteriori dettagli sono contenuti all'interno dell'Allegato A5.



Figura 3-21: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – PR_6_2_CA_R



Figura 3-22: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento δ [mm] – PR_6_2_CA_R

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	7.48	7.98	14.92
2	14.05	14.55	11.01
3	18.89	19.39	34.16
4	26.05	26.55	34.91
5	37.70	38.20	150.13

Tabella 3-6: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – PR_6_2_CA_R

PR 13 2 MA R

Si riportano di seguito le curve forza-tempo F-t e forza-spostamento F- δ (Figura 3-23, Figura 3-24). Tramite una minuziosa osservazione degli effetti dell'azione del carico sul pannello in fase di prova ed un confronto con i grafici appena menzionati, è stato possibile individuare dei punti indispensabili al fine di una corretta interpretazione dei risultati (Tabella 3-7). L'Allegato A6 contiene una descrizione dettagliata del comportamento del pannello sottoposto alla prova di punzonamento.



Figura 3-23: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione al tempo t [min] – PR_13_2_MA_R



Figura 3-24: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento δ [mm] – PR_13_2_MA_R

Punto	Tempo [min]	Spostamento [mm]	Carico assiale [kN]
1	7.15	7.63	15.80
2	16.09	16.58	15.00
3	18.81	19.30	25.90
4	25.63	26.12	23.20
5	33.37	33.85	54.90
6	38.01	38.50	89.80

Tabella 3-7: Coordinate dei punti fondamentali per l'interpretazione dei risultati – PR_13_2_MA_R

Al fine di individuare la migliore configurazione tra quelle proposte, le curve forzaspostamento sono state confrontate tra di loro (Figura 3-25).



Quest'ultimo confronto è diverso rispetto ai precedenti perché adesso, non si confrontano più le curve F- δ facendo riferimento a pannelli assemblati secondo la medesima configurazione, bensì su pannelli costituiti dal medesimo numero di strati, ma con differente disposizione delle lamiere grecate. Fino ad uno schiacciamento del dispositivo di 10 mm, ovvero per piccoli spostamenti, i tre pannelli sottoposti a carico di compressione monoassiale rispondono pressoché allo stesso modo. Da 10 mm a circa 16 mm, il pannello con configurazione RA porta un carico assiale maggiore rispetto agli altri 2. All'aumentare dello spostamento oltre i 16 mm, la migliore risposta è quella legata al pannello a cui si associa la configurazione CA.

3.3 Determinazione dell'energia assorbita mediante integrazione

L'obiettivo delle prove di compressione monoassiale è quello di valutare le caratteristiche del sistema tramite l'interpretazione della curva forza-spostamento in output dal test. Per verificare l'efficacia del dispositivo testato, come già detto nel Capitolo 2, è di fondamentale importanza la definizione dell'energia assorbita EA; a partire da tale parametro infatti, mediante un confronto con l'energia d'impatto, è possibile stabilire se il pannello svolge la funzione per cui è stato progettato o meno.

Il calcolo dell'energia viene eseguito mediante la risoluzione dell'integrale della forza per lo spostamento (Eq.3-1); l'estremo superiore di integrazione coincide con il massimo valore dello spostamento raggiunto in fase di prova.

$$EA(d) = \int_0^{\delta max} F(x) dx \tag{3-1}$$

La funzione integranda f(x) = F(x) non è definita analiticamente, bensì come serie di valori numerici; in conseguenza a ciò, per la risoluzione dell'integrale è necessario adottare un metodo numerico che, pur non garantendo la determinazione di una soluzione esatta, permette di giungere ad un risultato molto prossimo a quello reale.

3.3.1 Cenni teorici sui metodi di integrazione approssimata

In letteratura, i metodi numerici per il calcolo degli integrali definiti si basano sulle formule di quadratura (Eq.3-2)

$$S_{n+1} = \int_a^b f(x) dx \approx \sum_{i=1}^n w_i f(x_i)$$
(3-2)

in cui, gli n+1 punti x_i rappresentano i nodi contenuti all'interno dell'intervallo [a,b] e i numeri w_i i coefficienti (o pesi) delle formule di quadratura (*Falletta*, 2013).

I coefficienti w_i dipendono da n e dalla scelta dei nodi, ma non dalla funzione integranda.

Al fine di risolvere l'integrale è necessario definire delle formule di quadratura, tramite cui approssimare l'integrale di una funzione f(x) a quello di un polinomio p(x) che interpola la funzione integranda in ciascuno degli *n* nodi x_i (Eq.3-3).

$$S_{n+1} = \int_{a}^{b} f(x) dx \approx \int_{a}^{b} p(x) dx = \sum_{i=1}^{n} w_{i} f(x_{i})$$
(3-3)

A seconda della modalità di scelta dei nodi, è possibile ottenere delle formule di quadratura differenti, come:

- Formule newtoniane o di Newton-Cotes, in cui i punti $x_0, ..., x_n$ sono prefissati nell'intervallo [a,b]; tramite il loro utilizzo si raggiunge un grado di precisione pari a n+1 nel caso di *n* pari e n nel caso in cui sia dispari; i coefficienti w_i , in questo caso, sono esprimibili mediante numeri razionali che, per $n \ge 8$ assumono segni differenti.
- Formule gaussiane, tramite cui i punti non sono prefissati e i nodi vengono definiti in modo da massimizzare il grado di precisione, che è pari a 2n+1. Lo svantaggio di tali formule di interpolazione è che i pesi sono espressi mediante numeri irrazionali.
- Formule a coefficienti uniformi, in cui i nodi vengono scelti in modo tale che i coefficienti siano tutti uguali; anche in questo caso, i pesi sono espressi da numeri irrazionali.

Concentrandosi sulle formule di Newton-Cotes, per la definizione dei nodi equispaziati si adotta la formulazione (Eq.3-4):

$$x = a + th, 0 \le t \le n \tag{3-4}$$

Ponendo i coefficienti pari a (Eq.3-5)

$$w_i = h \cdot \alpha_i = h \cdot \int_0^n \prod_{j=0, j \neq i}^n \frac{t-j}{i-j} dt$$
(3-5)

la formula di quadratura può essere definita come (Eq.3-6)

$$S_{n+1} = h \cdot \sum_{i=0}^{n} \alpha_i \cdot f(x_i) \tag{3-6}$$

Poiché i nodi sono simmetrici rispetto al punto medio dell'intervallo [a,b], i coefficienti $\alpha_i e \alpha_{n-i}$ sono coincidenti. A seconda del valore attribuito ad *n* ed alla x_i , è possibile parlare di formula del rettangolo, del punto medio, del trapezio e di Simpson (*Bevilacqua, Bini et al., 1992*).

Per la risoluzione dell'integrale, in questo ambito si è scelto di adottare il metodo dei trapezi che, in termini matematici, è esprimibile mediante la seguente formulazione (Eq.3-7).

$$\int_{a}^{b} f(x)dx = (b-a)\frac{f(a)+f(b)}{2}$$
(3-7)

67

Tale assunzione è accettabile se e solo se le funzioni si discostano poco dall'andamento lineare; in caso contrario, è necessario adottare delle formule di quadratura composte.

Esse sono ottenute mediante l'applicazione ripetuta di formule di quadratura di interpolazione semplici. Relativamente al metodo dei trapezi, si suddivide l'intervallo [a,b] in un sottoinsieme di N intervalli $a=z_0 < z_1 < ... < z_n=b$, in cui la funzione ha un andamento poco lontano dal lineare, e si impone n pari ad uno, ottenendo (Eq.3-8)

$$S_2 = \int_a^b f(x) dx \cong \frac{b-a}{N} \sum_{k=0}^{N-1} \frac{f(z_k) + f(z_{k+1})}{2}$$
(3-8)

Essendo la curva F- δ costituita da un andamento che si discosta notevolmente da quello lineare, per la determinazione dell'energia assorbita dai dispositivi di dissipazione energetica per differenti livelli deformativi, si è fatto riferimento all'espressione 3-8.

3.3.2 Determinazione dell'energia assorbita dall'anima del pannello sandwich

Prima di procedere con la descrizione dei risultati delle prove di punzonamento è utile soffermarsi sulla definizione di deformazione assiale ε_v e di avanzamento della prova AP. Come rappresentato in Figura 3-26, il legame tra il tempo di esecuzione della prova ed il sollevamento del piano di appoggio della macchina di punzonamento (coincidente con lo schiacciamento assiale del dispositivo sottoposto a test) è di tipo lineare.



Figura 3-26: Legame lineare tra lo spostamento assiale δ ed il tempo t (per le prove sperimentali)

Dividendo δ per l'altezza totale del dispositivo il legame non perde la propria linearità. Facendo riferimento allo schiacciamento assiale del sistema di dissipazione energetica normalizzato rispetto alla sua altezza totale,(ovvero ad una variazione di lunghezza normalizzata rispetto ad una lunghezza iniziale) si parla impropriamente di ε_v . Per l'interpretazione dei risultati, in questo e nei successivi Capitoli, dal momento che il legame tra δ e t è di tipo lineare, anziché riferirsi allo spostamento assiale si farà riferimento al tempo di esecuzione del test e più nello specifico alla percentuale di avanzamento della prova AP, esprimibile come (Eq. 3-10)

$$AP[\%] = \frac{t}{t_{Tot}} \cdot 100 \tag{3-10}$$

Test 08 10 2018-1

Il core sottoposto a prova di compressione monoassiale, al raggiungimento del 97.6% di deformazione, è in grado di assorbire un quantitativo di energia pari a 181J. La seguente tabella contiene l'energia assorbita al progredire dello schiacciamento della lamiera (Tabella 3-8).

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]
10	2.06	4.79
20	4.12	18.62
30	6.18	36.24
40	8.24	52.70
50	10.30	66.19
55	11.33	71.64
60	12.36	76.25
65	13.39	80.18
70	14.42	83.74
75	15.45	89.32
80	16.48	103.09
85	17.51	121.54
90	18.54	141.42
95	19.57	161.66
97.6	20.12	180.29
100	-	_

Tabella 3-8: EA [J] per le diverse percentuali di avanzamento della prova – Test 08_10_2018-1

Fino al 50% di avanzamento della prova, si è valutata l'energia assorbita considerando un incremento di *AP* pari a 10; oltre questo valore, l'ampiezza dell'incremento è stata dimezzata allo scopo di valutare, con maggior livello di dettaglio, la capacità di assorbimento del dispositivo per grandi spostamenti.

Test 08 10 2018-2

La lamiera grecata, a diretto contatto con il piano mobile della macchina di punzonamento, a seguito dell'interruzione della prova, per una deformazione pari a 95.8%, dissipa un'energia pari a 187 J. L'energia assorbita per i differenti livelli deformativi è definita all'interno dell'Allegato A1.

A seguito dell'esecuzione di entrambe le prove, i dati sono stati comparati dal punto di vista energetico. Nel primo grafico si riporta l'energia assorbita *EA* dal dispositivo di dissipazione energetica al progredire del suo schiacciamento (Figura 3-27). Il secondo grafico presenta sull'asse delle ascisse lo scarto ε_{EA} , in percentuale, di energia assorbita dalle due lamiere grecate (Figura 3-28).

Per la definizione di tale errore è stato fondamentale determinare la differenza percentuale dell'energia assorbita e normalizzarla rispetto alla EA totale dissipata al temine della corrispondente prova sperimentale (Eq.3-11).

$$\varepsilon_{EA}[\%] = \Delta EA[J] \cdot 100/EA_{totale}[J]$$
(3-11)

Fino al 75% di deformazione, la differenza di assorbimento energetico non supera il 4%; dal 75% al 95.9%, ε_{EA} cresce notevolmente, ma non va comunque oltre l'11%. Questa differenza energetica è in parte giustificata dall'interposizione dello strato di teflon, tra il piano della macchina e la lamiera, durante l'esecuzione della prima delle due prove confrontate.



Figura 3-27: Confronto energia assorbita [J] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP – Test 08_10_2018_1 e Test 08_10_2018_2



Figura 3-28: Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP – Test 08_10_2018_1 e Test 08_10_2018_2

3.3.3 Determinazione dell'energia assorbita dai pannelli sandwich ad un livello

PR 4 1 RA R

La prova è stata interrotta al 75.3% di deformazione totale. L'energia assorbita risulta pari a 295 J. L'Allegato A2 contiene una tabella riassuntiva riportante i diversi valori di energia assorbita dal pannello all'aumentare della deformazione assiale.

<u>PR_14_1_RA_R</u>

A differenza del caso precedente, la prova è stata eseguita fino al raggiungimento del 95% di deformazione totale, ovvero fino ad uno schiacciamento assiale del pannello RA di 20.78 mm.

L'energia assorbita a fine prova è pari a 728 J. All'interno dell'Allegato A3 è definita l'energia assorbita per le diverse percentuali di spostamento.

Da un confronto delle diverse percentuali di *EA* all'aumentare della deformazione assiale, emerge che:

- fino al 40% di deformazione, le due curve sono coincidenti;
- dal 40 al 60%, la capacità di assorbimento energetico del pannello testato durante la prova sperimentale n°4 è leggermente inferiore rispetto a quella valutata mediante la prova n°14;
- dal 65 al 70% i valori di *EA* sono pressoché uguali;
- per il 75.3 % di deformazione, la differenza di energia assorbita dai due dispositivi è dell'ordine di 10¹ J (Figura 3-29).

Osservando il secondo dei due grafici, di seguito riportati, si rileva una differenza di energia inferiore al 3% (Figura 3-30). Questo scarto è accettabile ed è giustificato dalle stesse motivazioni fornite al P unto 3.2.2 relativamente alla non perfetta sovrapposizione dei grafici F- δ .



Figura 3-29: Confronto energia assorbita [J] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP-PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R



Figura 3-30: Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP-PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R

3.3.4 Determinazione dell'energia assorbita dai pannelli sandwich a due livelli

PR 5 2 RA R

La prova è stata arrestata all' 86.7% di avanzamento della prova, in corrispondenza di uno spostamento (verso l'alto) del piano della macchina di 37.43 mm; al termine della prova, mediante l'integrazione dell'area sottesa alla curva F- δ , è stata definita un'energia assorbita pari a 972 J. L'energia assorbita per i diversi livelli deformativi è fornita in forma tabulata all'interno dell'Allegato A4.

<u>PR_6_2_CA_R</u>

La prova è stata interrotta al raggiungimento del 89.5% dell'avanzamento della prova; l'energia dissipata, in questo caso, è risultata pari a 1341 J. L'Allegato A5 riporta una tabella contenente i diversi valori di energia assorbita all'aumentare dello schiacciamento del pannello.

<u>PR 13 2 MA R</u>

La deformazione raggiunta durante la prova coincide con il 90.2% di quella totale, in corrispondenza di tale valore ha un assorbimento energetico pari a circa 932 J. In Allegato A6 si definiscono i differenti livelli deformativi e l'energia assorbita per ciascuno di essi.

Dopo aver determinato i diversi valori di energia assorbita dai pannelli al variare del livello del livello formativo, è possibile confrontare i risultati per mezzo di un grafico *AP-EA* (Figura 3-31). Dall'osservazione del grafico, è immediatamente visibile come, fino al 50% della deformazione totale, le curve siano sovrapposte a meno di piccolissimi scarti. Oltre il 50% di deformazione, nelle tre configurazioni riportate, l'assorbimento energetico varia notevolmente. Mentre la curva rossa e quella nera, per grandi spostamenti, sono ancora sovrapponibili, lo stesso non si può dire per quella di colore verde. È possibile dunque dedurre che, pur utilizzando dispositivi caratterizzati dallo stesso materiale e dalla stessa altezza totale, dalle stesse modalità di assemblaggio e dalle medesime condizioni di prova, l'orientamento dell'anima gioca un ruolo fondamentale circa le capacità dissipative del pannello.



Figura 3-31: Confronto energia assorbita [J] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP – PR_13_2_MA_R, PR_5_2_RA_R e PR_6_2_CA_R

Dall'interpretazione del grafico sotto riportato, si evince che la configurazione dotata di maggiore capacità di assorbimento è quella *CA*; pertanto si è scelto di definire lo scarto percentuale di energia assorbita in output dalla prova condotta su questo pannello e gli altri due. A riprova di quanto affermato fino ad ora, dal confronto tra la PR_13_2_MA_R e PR_6_2_CA_R emerge che, fino al 50% della deformazione totale, la differenza percentuale di energia è inferiore al 2% (Figura 3-32). Lo scarto di energia percentuale tra PR_5_2_RA_R e PR_6_2_CA_R, anche in questo caso è inferiore al 2% per un AP inferiore o uguale al 50% (Figura 3-33).



Figura 3-32:Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP – PR_13_2_MA_R e PR_6_2_CA_R



Figura 3-33: Differenza di energia assorbita [%] per le diverse percentuali di avanzamento della prova – PR_5_2_RA_R e PR_6_2_CA_R

A scopo riepilogativo, si riporta la seguente tabella contenente le differenti capacità di assorbimento dei dispositivi esaminati fino ad ora (Tabella 3-9).

Codice identificativo	Avanzamento prova [%]	Energia assorbita [J]
Test_08_10_2018-1	97.6	180.29
Test_08_10_2018-2	95.8	186.44
PR_4_1_AL_R	75.3	292.28
PR_14_1_AL_R	95.3	728.42
PR_13_2_MA_R	90.2	931.57
PR_5_2_AL_R	86.7	971.53
PR_6_2_CA_R	89.5	1341.33

Tabella 3-9: EA [J] per i differenti pannelli sandwich testati

3.4 Determinazione dell'energia assorbita per unità di massa e di volume

Dopo aver definito l'energia assorbita *EA* dal pannello a seguito dell'esecuzione delle prove di compressione monoassiale, è possibile stabilire l'energia per unità di massa e di volume. Note in letteratura rispettivamente come energia specifica e densità di energia, esse vengono definite mediante le Eq.2-10 e 2-11 viste al Capitolo precedente.

Prima di procedere con la definizione di SEA_m e SEA_V , è necessario determinare la massa ed il volume del dispositivo.

Note le caratteristiche geometriche dei dispositivi di dissipazione energetica trattati, è possibile definire il loro volume complessivo mediante la successiva formulazione (Eq.3-10):

$$V = A \cdot B \cdot H \tag{3-10}$$

dove H è assunta pari all'altezza totale del pannello.

Per la determinazione della massa m, si fa riferimento alla seguente relazione (Eq.3-11)

$$m = \rho_c \cdot V_{lamiere \ gecate} + \rho \cdot V_{lastre \ orizzontali}$$
(3-11)

in cui ρ_c è la densità del core e ρ è la densità della lamiera orizzontale, in entrambi i casi la densità è pari a 7.85 kg/dm³; V_{lamiere grecate} e V_{lastre orizzontali} indicano il volume delle lamiere grecate e delle lastre orizzontali.

Il volume delle lamiere grecate e delle lastre orizzontali è calcolabile mediante le seguenti relazioni (Eq.3-12 ed Eq. 3-13):

$$V_{lamiere\ grecate} = n_1 \cdot \left(2 \cdot \frac{c}{2} + c + 2 \cdot l\right) \cdot n_c \tag{3-12}$$

 $V_{lastre orizzontali} = n_2 \cdot (A \cdot B) \tag{3-13}$

dove n_1 coincide con il numero di lamiere grecate, n_2 con il numero di lamiere orizzontali ed n_c con il numero di celle elementari presenti in una lamiera grecata ($n_c=10$).

A partire dalle formulazioni analitiche appena viste, è possibile stabilire il volume e la massa dei singoli dispositivi assorbitori sottoposti a prova (Tabella 3-10).

Cod. identificativo	n 1	n ₂	V _{lastre orizzontali} [mm ³]	V _{lastre grecate} [mm ³]	V [mm ³]	m [kg]
Test_08_10_2018-1	0	1	0	429300	11250000	3.370
Test_08_10_2018-2	0	1	0	429300	11250000	3.370
PR_4_1_AL_R	2	1	675000	429300	11925000	8.669
PR_14_1_AL_R	2	1	675000	429300	11925000	8.66,9
PR_13_2_MA_R	3	2	1012500	858600	23850000	14.688
PR_5_2_RA_R	3	2	1012500	858600	23850000	14.688
PR_6_2_CA_R	3	2	1012500	858600	23850000	14.688

Tabella 3-10:Volume [mm³] e massa [kg] dei pannelli sandwich sottoposti a prova di compressione monoassiale

Nella tabella successiva si riportano l'energia specifica e la densità di energia per i diversi pannelli (Tabella 3-11).

Cod. identificativo	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _v [kJ/m ³]
Test_08_10_2018-1	180.29	0.053	16.03
Test_08_10_2018-2	186.44	0.055	16.57
PR_4_1_AL_R	292.28	0.034	24.51
PR_14_1_AL_R	728.42	0.084	61.08
PR_13_2_MA_R	931.57	0.063	39.06
PR_5_2_RA_R	971.53	0.066	40.74
PR_6_2_CA_R	1341.33	0.091	56.24

Tabella 3-11: SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] in riferimento all'intero pannello 750mm X 750mm

A seguito di questa prima e semplificata analisi, è possibile effettuare delle indagini di tipo dinamico tramite l'esecuzione di prove dinamiche e di simulazioni per mezzo di software agli elementi finiti. Le prove dinamiche, in questo ambito, non verranno prese in considerazione per via della loro complessità di realizzazione e della difficile interpretazione dei risultati. Si terrà conto della caratteristica dinamica del moto mediante simulazioni condotte tramite l'ausilio di un codice FEM; di questo aspetto, però, di discuterà all'interno del Capitolo 5.

CAPITOLO 4

MODELLAZIONE NUMERICA AGLI ELEMENTI FINITI DELL'ATTIVITÁ SPERIMENTALE

Nel precedente capitolo sono stati discussi i risultati delle prove di laboratorio condotte nell'ambito del presente lavoro. Al fine di effettuare ulteriori test parametrici (in campo statico e/o dinamico) è utile tarare e validare un modello numerico agli elementi finiti delle prove sperimentali. Questo modo di operare permette di limitare i costi connessi all'acquisto del materiale impiegato per la realizzazione dei pannelli e di ridurre il tempo speso in laboratorio.

Il presente capitolo è dedicato alla *realizzazione di modelli di prove statiche* al fine, ancora una volta, di tarare il modello da utilizzare per le prime valutazioni della risposta dinamica del dispositivo.

Prima della definizione dei molteplici aspetti che concorrono alla creazione del modello, si ritiene opportuno descrivere brevemente le principali caratteristiche dei metodi numerici, con particolare attenzione nei confronti dei metodi agli elementi finiti (*Finite Element Method*, *FEM*).

Verrà sinteticamente definito il principio di funzionamento che accomuna i software FEM.

Dopo questa prima parentesi prettamente teorica, verranno definite e giustificate le caratteristiche attribuite al modello relativamente alla geometria, ai parametri meccanici, alle condizioni di carico ed a quelle al contorno, all'interazione tra le superfici, al tipo di mesh ed alla tipologia di analisi scelta.

A seguito della creazione del modello e della conseguente analisi, verrà effettuato un confronto tra i risultati delle prove sperimentali e gli output delle simulazioni numeriche, con conseguente *validazione* dei modelli FEM i cui risultati verranno discussi all'interno del Capitolo 5.

4.1 Cenni teorici sui metodi numerici

In ambito ingegneristico si devono spesso affrontare problemi non risolubili in forma chiusa per mezzo di un approccio analitico. Ogni qualvolta si ricade in questa situazione, è necessario ricorrere all'uso di metodi numerici. Questi ultimi, in base alla natura del problema possono essere lineari o non lineari.

I metodi numerici, grazie ad una serie di ipotesi semplificative e ad una conseguente riduzione della complessità del problema matematico, permettono la determinazione di una soluzione approssimata del problema reale quanto più vicina possibile a quella esatta. Ai problemi d'interesse si associano una serie di equazioni differenziali parziali la cui difficoltà di risoluzione è correlata alla complessità della situazione reale. Esistono differenti modalità di risoluzione di tali equazioni tra cui i metodi alle differenze finite (FDM) ed i metodi agli elementi finiti (FEM). I primi si citano poiché, guardando al passato, rappresentano la prima modalità di risoluzione di sistemi di equazioni differenziali mediante un approccio numerico, mentre i secondi rappresentano uno dei sistemi più diffusamente impiegati nell'ambito dell'ingegneria civile.

Entrambi gli approcci prevedono la discretizzazione del problema reale tramite la generazione di un grigliato costituito da una serie di elementi connessi tra di loro mediante dei punti nodali (*Zienkiewicz e Taylor, 2000*).

4.1.1 Metodo alle differenze finite

Il FDM è storicamente il primo tra i metodi numerici utilizzati per la risoluzione di equazioni differenziali legate all'interpretazione di fenomeni fisici e ingegneristici. Mediante tale approccio, una funzione continua incognita f(x) subisce una discretizzazione in una serie di punti; per ciascuno di essi, le equazioni differenziali che governano il problema vengono sostituite da equazioni alle differenze finite (Figura 4-1). Questo modo di operare permette di passare da un problema differenziale ad uno algebrico approssimato.



Figura 4-1: Esempio di funzione continua f(x) e discretizzazione in punti equidistanziati con passo Δx (figura con modifiche, Barla A.A. 2017-2018)

Nella figura soprastante la linea continua rappresenta la funzione incognita f(x); dopo aver fissato un passo di discretizzazione spaziale Δx , alla derivata della funzione, nell'intervallo compreso tra i nodi 1 e 2, è stato sostituito un suo rapporto incrementale finito (Eq.4-1).

$$\frac{df}{dx} = \frac{f_2 - f_1}{\Delta x} \tag{4-1}$$

Tale approccio risulta valido per problemi costituiti da una geometria regolare e da condizioni al contorno non particolarmente complesse; in caso contrario, è preferibile utilizzare il metodo agli elementi finiti.

4.1.2 Metodo agli elementi finiti

Il metodo agli elementi finiti prevede la risoluzione approssimata di un sistema di equazioni differenziali, che governano il problema d'interesse, mediante lo sfruttamento della teoria degli spostamenti. Affinché il sistema sia risolubile è necessario il soddisfacimento delle condizioni di equilibrio e di compatibilità degli spostamenti (*Zienkiewicz e Taylor, 2000*).

La teoria degli spostamenti si basa sulla suddivisione della struttura in un numero finito di elementi, connessi tra di loro mediante punti nodali caratterizzati da uno spostamento incognito. Per ciascun nodo è necessario adottare una *funzione di forma (shape function)*, che è una funzione dello spazio, tale da garantire la determinazione del campo degli spostamenti [u(x,y,z)] (Eq.4-2).

$$[u(x, y, z)] = [N(x, y, z)][u]_e$$
(4-2)

La relazione appena riportata, espressa in forma matriciale, si riferisce ai nodi dei singoli elementi definiti in fase di discretizzazione; $[u]_e$ rappresenta il vettore degli spostamenti per ciascun elemento e [N(x,y,z)] la matrice delle funzioni di forma.

A seguito della definizione del campo degli spostamenti, tenendo in considerazione le equazioni di compatibilità (Eq.4-3), è possibile definire il campo delle deformazioni (Eq.4-4).

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{x} \\ \varepsilon_{y} \\ \varepsilon_{z} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{yz} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \partial/\partial x & 0 & 0 \\ 0 & \partial/\partial y & 0 \\ 0 & 0 & \partial/\partial z \\ \partial/\partial y & \partial/\partial x & 0 \\ \partial/\partial z & 0 & \partial/\partial x \\ 0 & \partial/\partial z & \partial/\partial y \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix}$$
(4-3)

$$[\varepsilon] = [B][u]_e = [N'][u]_e \tag{4-4}$$

[B] si ottiene derivando i termini della matrice delle funzioni di forma.

Noto il campo delle deformazioni, è possibile definire le espressioni analitiche per la determinazione del campo delle tensioni (Eq.4-5).

$$[\sigma] = [D]([\varepsilon] - [\varepsilon]_0) + [\sigma]_0 \tag{4-5}$$

In tale relazione, riportata in forma compatta, [D] rappresenta la matrice di elasticità per ciascun elemento, i vettori $[\varepsilon]_0$ e $[\sigma]_0$ le eventuali deformazioni e tensioni iniziali dovute a diversi fattori tra cui variazioni di temperatura e fenomeni di ritiro.

Prima di definire il campo degli spostamenti, delle deformazioni e delle tensioni è necessario determinare la matrice di rigidezza dei singoli elementi. Per perseguire tale obiettivo si sfrutta il principio dei lavori virtuali, secondo cui il lavoro virtuale interno eguaglia il lavoro virtuale esterno (Eq.4-6).

$$\int [\bar{e}]_{e}^{T}[\sigma]_{e} dV_{e} = \int [\bar{u}]_{e}^{T}[f]_{e}^{V} dV_{e} + \int [\bar{u}]_{e}^{T}[f]_{e}^{S} dS_{e} + \sum_{i} [\bar{u}]_{i}^{T}[F]_{i}$$
(4-6)

Dove $[f]_{e}^{V}$ rappresenta il vettore delle forze di volume, $[f]_{e}^{S}$ quello delle forze di superficie e $[F]_{i}$ il vettore delle forze nodali.

Mediante la sostituzione delle Eq.4-4 e 4-5 all'interno della Eq.4-6 e di successive manipolazioni, si ottiene l'espressione analitica della matrice di rigidezza per ciascun elemento (Eq.4-7).

$$[K]_{e} = \int [B]_{e}^{T} [D]_{e} [B]_{e} dV_{e}$$
(4-7)

 $[K]_e$ dipende dalla matrice di elasticità e dalle funzioni di forma definite per i differenti elementi. Siccome queste ultime condizionano pesantemente i risultati finali, è importante che la loro scelta non venga eseguita in modo superficiale.

Dall'assemblaggio delle differenti matrici $[K]_e$ si ricava la matrice di rigidezza globale (Eq.4-8).

$$[K] = \sum_{e} \int [B]_{e}^{T} [D]_{e} [B]_{e} dV_{e}$$

$$\tag{4-8}$$

Nota [K] ed il vettore delle forze [R], è possibile definire le equazioni globali mediante la seguente relazione (Eq.4-9)

$$[R] = [K][u] (4-9)$$

Dall'inversione della relazione Eq.4-9, tenendo presenti le condizioni al contorno, è possibile definire $[u], [\varepsilon] \in [\sigma]$.

La determinazione delle equazioni globali può essere eseguita mediante l'ausilio di metodi *diretti* o *iterativi*. I primi, generalmente, vengono utilizzati nel caso in cui la legge costitutiva del materiale è di tipo elastico lineare; in questo caso [K] viene assunta costante. I secondi si prediligono ogniqualvolta domina un comportamento non lineare; l'adozione di un metodo iterativo implica un aggiornamento della matrice di rigidezza per ciascuna iterazione successiva. L'accuratezza della soluzione è funzione del numero di incrementi e della loro ampiezza. La scelta di un metodo anziché un altro, ha notevoli ripercussioni sul tempo computazionale.

La responsabilità del comportamento non lineare di una struttura può essere attribuita ad una non linearità geometrica o delle caratteristiche del materiale. Si parla di non linearità geometrica quando il confronto tra la configurazione deformata e quella indeformata evidenzia una notevole variazione geometrica, ovvero quando si è in presenza di grandi spostamenti. La non linearità del materiale è legata alla non diretta proporzionalità tra lo stato tensionale e deformativo del sistema a seguito dell'applicazione di una perturbazione, ad esempio nel caso di materiale dotato di risorse plastiche (*Zienkiewicz e Taylor, 2000*).

4.2 Software agli elementi finiti

La gran parte dei software attualmente più diffusi, sia di tipo commerciale che gratuito, permettono di modellare ed analizzare problemi di differente natura (in ambito automobilistico, aerospaziale, civile ed industriale) mediante il metodo degli elementi finiti. Tramite le caratteristiche di cui dispongono è possibile, usualmente, trattare una moltitudine di problemi che spaziano dal campo statico a quello dinamico, sfruttando comportamenti di tipo lineare e non lineare. È possibile, inoltre, tener conto delle proprietà idrauliche, elettriche, magnetiche ed acustiche, oltre che di quelle meccaniche, che caratterizzano il sistema da analizzare. Per garantire un crescente livello di precisione nella soluzione e per permettere di valutare problemi di elevata complessità, i software agli elementi finiti sono in costante aggiornamento. Un continuo affinamento delle funzioni disponibili e l'implementazione di nuove opzioni, permettono oggigiorno di condurre analisi non solo su materiali isotropi, ma anche ad esempio su elementi compositi caratterizzati da anisotropie di tipo geometrico e di materiale.

I codici agli elementi finiti operano secondo un processo di analisi scindibile in tre fasi distinte:

- Pre-processing, o pre-elaborazione;
- Processing, o elaborazione;
- *Post-processing*, o *post-elaborazione*.

La prima fase è dedicata alla realizzazione del modello da analizzare, ovvero alla definizione della geometria del problema, delle caratteristiche del materiale, della mesh, dei carichi e delle condizioni al contorno; alla scelta del tipo di analisi da condurre ed alla determinazione delle matrici di rigidezza che governano il problema. Per quanto riguarda la definizione delle caratteristiche geometriche del dispositivo è possibile operare in due modi differenti, ovvero è possibile creare la geometria direttamente nel pre-processore oppure importarla (a seguito della sua definizione mediante un software di tipo CAD 3D). Estrema attenzione deve essere dedicata alla scelta della forma e della dimensione degli elementi di discretizzazione; questi due parametri, infatti, influenzano notevolmente l'accuratezza dei risultati finali.

La seconda parte è destinata alla risoluzione delle equazioni di equilibrio ed al calcolo degli spostamenti ai nodi e, successivamente, di tutte le grandezze che derivano da essi. La risoluzione del sistema di equazioni dipende dalla tipologia di analisi scelta in fase di preprocessing.

Infine, l'ultimo step è responsabile dell'elaborazione e della rappresentazione dei risultati sottoforma di report, grafici, immagini e, talvolta, riproduzioni animate dell'evoluzione del fenomeno in un determinato intervallo di tempo (*ABAQUS/ CAE User's Manual*). Usualmente in questa fase i software forniscono la possibilità di esportare i dati in differente formato (es. "*.xlsx*", "*.jpeg*") rendendo di conseguenza più agevole il confronto con i risultati estratti da altre indagini (in questo ambito per il confronto si farà riferimento a prove di laboratorio di tipo pseudo-statico).

4.2.1 Approccio implicito ed esplicito

Al fine di ridurre sensibilmente la possibilità di commettere errori in fase di pre-processing, è indispensabile esaminare accuratamente il comportamento del sistema nella realtà. Un'adeguata conoscenza della situazione reale permette di stabilire, oltre alle caratteristiche del modello, la tipologia di analisi da eseguire. È possibile distinguere tra un'*analisi lineare* ed una *non lineare*. La scelta viene effettuata in base alle caratteristiche del problema oggetto di studio.

Mediante un'analisi lineare, come già accennato in precedenza, la matrice [K] viene assunta costante; tale scelta risulta accettabile quando le variazioni della rigidezza sono tali da non comportare significative variazioni delle proprietà del materiale. Al contrario, si opta per un'analisi di tipo non lineare quando modifiche della matrice di rigidezza hanno significative ripercussioni sul comportamento del materiale considerato. In quest'ultimo caso, ad ogni iterazione successiva, corrisponde un aggiornamento di [K]. Il costante aggiornamento della matrice di rigidezza comporta un incremento del tempo computazionale. Se la scelta della tipologia di analisi dovesse essere eseguita in riferimento al solo tempo di calcolo, se ne adotterebbe una di tipo lineare: bisogna tenere presente che lo scopo della simulazione è la valutazione del comportamento di una struttura reale, pertanto, oltre al dispendio in termini di tempo, è fondamentale considerare la qualità dei risultati che si vogliono ottenere in output.

Le analisi di tipo lineare, generalmente, fanno riferimento ad *algoritmi impliciti*; nel caso di problemi non lineari, di analisi in grandi spostamenti e di instabilità dell'equilibrio strutturale è preferibile adottare dei *metodi espliciti (Zienkiewicz e Taylor, 2000)*.

Entrambi gli algoritmi si preoccupano della risoluzione del sistema di equazioni di equilibrio (Eq.4-10)

$$[m][\ddot{u}] + [C][\dot{u}] + [K][u] = [R]$$
(4-10)

dove [m] rappresenta la matrice delle masse e [C] la matrice di smorzamento.

Una delle principali differenze tra i due metodi è legata alla modalità di definizione degli spostamenti nodali; gli algoritmi impliciti impongono l'equilibrio ad ogni passo, quelli espliciti lo impongono al passo precedente per determinare gli spostamenti a quello successivo. I metodi impliciti sono anche conosciuti come "algoritmi al presente", mentre quelli espliciti come "algoritmi al futuro".

Per la risoluzione del sistema di Eq.4-10, mediante l'approccio esplicito, è necessario definire un intervallo temporale (*time-step*) piccolo al punto tale che, a seguito dell'applicazione di una perturbazione in corrispondenza di un nodo, essa non abbia il tempo di potersi propagare verso quelli vicini. In altri termini, l'intervallo temporale deve essere fissato in modo tale che una perturbazione comporti una variazione solo in corrispondenza del singolo elemento su cui è applicata, evitando così il problema dell'instabilizzazione della soluzione.

L'approccio esplicito si basa sull'utilizzo, dapprima, delle equazioni dinamiche del moto per la determinazione delle velocità e degli spostamenti, a seguito dell'applicazione di una forza in corrispondenza del nodo; a partire dalle grandezze determinate, mediante l'ausilio delle equazioni costitutive, è possibile definire le nuove tensioni e le nuove forze. Questi ultimi parametri vengono utilizzati come valori di input per il nuovo ciclo al tempo successivo (Figura 4-2). Ad ogni nuovo incremento di tempo Δt_{i+1} , dunque, è necessaria la sola conoscenza delle quantità definite all'incremento precedente Δt_i .



Figura 4-2: Ciclo per ciascun incremento di tempo, per la risoluzione delle equazioni di equilibrio, alla base dell'algoritmo esplicito (Barla, A.A. 2017-2018)

Grazie all'assenza di propagazione della perturbazione da un nodo a quelli vicini, gli algoritmi espliciti non sono caratterizzati da un processo di iterazione, anche quando la legge costitutiva è marcatamente non lineare. Tale approccio è caratterizzato da un numero di incrementi variabili a seconda dell'ampiezza dell'intervallo temporale considerato.

Lo stesso non può essere affermato per i metodi impliciti poiché, in fase di determinazione della soluzione, ogni elemento "comunica" con quelli adiacenti; l'ottenimento della compatibilità e dell'equilibrio, viene raggiunto solo a seguito di un certo numero di cicli di iterazione.

La scelta di un metodo implicito, in conseguenza a quanto finora detto, implica un maggior tempo di computazione (*Zienkiewicz e Taylor, 2000*).

Un esempio di metodo implicito, frequentemente adottato dai software, è il metodo di integrazione di Newmark. Gli algoritmi espliciti, usualmente, fanno riferimento al metodo delle differenze centrali.

Ricordando che, in questo elaborato, si fa ricorso all'analisi numerica per la valutazione del comportamento di un sistema di dissipazione energetica sottoposto ad un impatto, si opta per un'analisi di tipo non lineare, condotta facendo riferimento ad un algoritmo esplicito e ad un'analisi di tipo dinamico.

4.3 Definizione del modello

Il presente Paragrafo è dedicato alla descrizione delle molteplici fasi costruttive di un modello numerico, tramite l'ausilio di un software agli elementi finiti.

Il processo di modellazione, indipendentemente dal codice numerico utilizzato, è caratterizzato da una serie di step che prevedono:

- La riproduzione della geometria dei componenti che costituiscono la struttura da sottoporre ad analisi;
- La definizione delle caratteristiche meccaniche rappresentative della situazione reale;
- La determinazione delle condizioni di carico, delle condizioni al contorno ed, eventualmente, delle interazioni tra le diverse superfici a contatto;

- L'impostazione delle caratteristiche della mesh;
- L'esecuzione dell'analisi e la successiva visualizzazione dei risultati.

La modellazione numerica in tale ambito è volta alla validazione delle prove sperimentali eseguite su dispositivi ad uno e due livelli assemblati secondo la configurazione *RA*, *MA* e *CA*. Per la realizzazione dei modelli, si è fatto riferimento a tutte le semplificazioni geometriche assunte per l'esecuzione delle prove sperimentali di compressione monoassiale (Capitolo 3). Dal momento che i pannelli sandwich godono di una condizione di assialsimmetria, al fine di ridurre il tempo computazionale, anziché modellarli per intero, si è proceduto alla riproduzione di un loro quarto. Per poter conferire al materiale adeguate proprietà (*E*, σ_y) è stato necessario eseguire preventivamente delle prove di caratterizzazione meccanica. È stato, inoltre, essenziale condurre dei test su una struttura semplificata per valutare ulteriori parametri, come il coefficiente di contrazione laterale e gli angoli di attrito.

L'analisi di simulazione è stata condotta su:

- Un pannello ad un layer, assemblato secondo la configurazione *RA*;
- Tre pannelli a due strati, assemblati secondo le configurazioni RA, MA, CA.

I dati ricavati da ciascuna analisi permetteranno un confronto con la curva forza-spostamento globale definita mediante le prove sperimentali, una valutazione delle caratteristiche energetiche del dispositivo simulato ed una stima dell'errore legata alle due differenti modalità d'indagine ed una comparazione delle deformate (Capitolo 5).

4.3.1 Definizione delle caratteristiche geometriche

La prima fase consiste nella creazione dei differenti elementi che concorrono alla definizione del sistema da sottoporre ad analisi. Il sistema in questione è costituito da un dispositivo, poggiante su un supporto infinitamente rigido (piano della macchina di prova), sollecitato mediante una forza di compressione esercitata da un punzone.

In fase di modellazione, dunque, è stato necessario riprodurre la geometria del pannello, del piano di appoggio e del punzone. Siccome i dispositivi di dissipazione energetica a cui si fa riferimento sono costituiti dall'assemblaggio di lamiere sottili, di spessore pari a 0.6 mm, si è optato per la realizzazione di elementi tridimensionali di tipo *shell*. Questi ultimi vengono adottati ogni qualvolta gli elementi siano caratterizzati da una dimensione trascurabile rispetto alle altre due. Il punzone ed il piano di appoggio sono dotati di una rigidezza superiore rispetto a quella dei pannelli sandwich sottoposti a progressivo schiacciamento; di conseguenza, i primi due vengono assunti come elementi rigidi, al contrario, i dispositivi di assorbimento energetico vengono considerati deformabili.

4.3.2 Definizione delle caratteristiche meccaniche: Prove di trazione

Per l'analisi di un problema dinamico, mediante l'ausilio di un software agli elementi finiti (FE), è necessario fornire in input una serie di parametri che caratterizzano il modello; tra i dati richiesti, figurano le caratteristiche meccaniche del materiale. Prima dell'assegnazione del modulo di Young (*E*), della tensione di snervamento ($f_y \circ \sigma_y$), della tensione ultima ($f_u \circ \sigma_u$) e delle relative deformazioni (ε_y ed ε_u) ai differenti elementi, al fine di riprodurre una situazione quanto più prossima possibile a quella reale, si è proceduto con la caratterizzazione del materiale mediante l'esecuzione di prove di trazione (Capitolo 2).

Partendo da due lastre lisce, denominate rispettivamente A e B, di forma quadrata (750x750mm) sono stati tagliati alcuni provini avendo cura di campionarli seguendo le due direttrici principali tra loro ortogonali; una direzione è stata definita come trasversale Tr mentre l'altra come longitudinale Lo. I tre campioni testati (sugli n totali prodotti) sono definiti mediante le seguenti sigle identificative:

– *B.Tr.01*;

- A.Tr.03;
- A.Lo.01b.

La prima lettera si riferisce alla lamiera da cui è stato estratto il campione, Tr ed Lo esprimono la direzione secondo cui esso è stato tagliato, infine, 01 e 03 indicano il campione testato tra gli n disponibili.

Si riportano di seguito le dimensioni dei tre campioni sottoposti a prova (Figura 4-3, Tabella 4-1) ed un esempio di provino in configurazione indeformata (Figura 4-4).



Figura 4-3: Provino a sezione rettangolare (UNI EN ISO 6892-1-2016)

L _t [mm]	270
L _c [mm]	120
$L_0 [mm]$	80
$S_0 [mm^2]$	1.2
b ₀ [mm]	20
$\mathbf{a}_0 [\mathbf{mm}]$	0.6

Tabella 4-1: Caratteristiche geometriche dei provini sottoposti a prova di trazione



Figura 4-4: Esempio di un campione in configurazione indeformata

Il confezionamento dei provini è stato effettuato facendo riferimento ai vincoli geometrici imposti dalla UNI EN ISO 6892-1-2016. Ricordando che lo spessore delle lamiere utilizzate per la creazione del dispositivo sandwich è pari a 0.6 mm e che, di conseguenza, la sezione trasversale del provino è estremamente ridotta (12mm²), sono stati realizzati dei provini "non proporzionali" (UNI EN ISO 6892-1-2016).

Le prove, di tipo distruttivo, sono state condotte in controllo di deformazione mediante una velocità di applicazione del carico di 1 mm/min. Esse sono state eseguite utilizzando una macchina dotata di una cella di carico e di un estensimetro; grazie alla presenza di tali strumenti è stato possibile misurare, ad intervalli di tempo regolari, la forza di trazione applicata al campione F[kN] ed il suo progressivo allungamento Δl [mm].

Al termine di ciascuna prova, è stato generato un file in formato ".*asc*" contenente le suddette caratteristiche per i differenti intervalli di tempo in cui sono state effettuate le misurazioni.

Nella figura sottostante è raffigurata la zona centrale del campione interessata inizialmente dal fenomeno della strizione e successivamente dalla rottura (Figura 4-5).



Figura 4-5: Esempio di campione a seguito dell'esecuzione della prova di trazione

Dalle colonne di dati in output dalla prova di trazione, utilizzando le Eq.2-1 e 2-2, è stato possibile costruire i diagrammi σ - ε per i tre differenti campioni (Figura 4-6, Figura 4-7 e Figura 4-8).



Figura 4-6: Diagramma σ-ε in output dalla prova di trazione condotta sul campione B.Tr.01



Figura 4-7: Diagramma σ-ε in output dalla prova di trazione condotta sul campione A.Tr.03



Figura 4-8: Diagramma σ-ε in output dalla prova di trazione condotta sul campione A.Lo.01

In tutti e tre i grafici si è riscontrato, a tratti, un inspessimento della curva; ciò indica che, in quelle zone, i dati sono affetti da disturbi la cui natura è incerta. Per ovviare a tale problema, prima di definire i parametri elastici e plastici del materiale, le curve sono state corrette mediante l'applicazione di un filtro di tipo *"exponential smoothing"*. A seguito dell'applicazione di tale filtro, per cui è stato definito un coefficiente di smorzamento pari a 0.9, i dati sono risultati "levigati" con conseguente addolcimento nell'andamento della curva. Lo scopo della sua applicazione era appunto legato alla pulizia dei dati affetti da rumore.

A seguito della correzione è stato eseguito un confronto tra i differenti grafici σ - ε e, per ciascuno di essi, sono stati calcolati i parametri d'interesse (Figura 4-9, Tabella 4-3).



Figura 4-9: Confronto tra le curve σ-ε in output dalle prove di trazione condotte sui provini A.Lo.01, A.Tr.03 e B.Tr.01 a seguito dell'applicazione del filtro

Il modulo elastico è stato definito considerando la porzione di ramo elastico compreso tra 90MPa e 310MPa; tale tratto è stato suddiviso in 11 intervalli di 20MPa (90MPa÷110MPa, 110MPa÷130MPa, ..., 290MPa÷310MPa,) e, per ciascuno di essi, è stata tracciata una retta tangente alla curva nel suo punto medio. Il modulo di Young, per i differenti intervalli, è stato definito tramite la tangente dell'angolo compreso tra la retta tangente e l'orizzontale. La media dei valori così definiti è stata assunta pari al valore finale del modulo elastico (Tabella 4-2).
Dalla tabella sottostante è possibile notare come il modulo elastico, tra un tratto e quello successivo, sia caratterizzato da una piccolissima variazione.

σ [MPa]	E [GPa]
100	89.99947
120	89.99948
140	89.99949
160	89.99948
180	89.99949
200	89.99949
220	89.99949
240	89.99949
260	89.99948
280	89.99946
300	89.99942

Tabella 4-2: Valori del modulo elastico [GPa] per il punto medio di ciascuno dei 12 intervalli compresi tra 80 MPa e 320 MPa – B.Tr.01

La tabella appena riportata si riferisce alla prova condotta sul campione B.Tr.01; un procedimento analogo è stato eseguito anche per gli altri due provini.

La tensione di snervamento f_y è stata assunta pari al picco raggiunto in corrispondenza del tratto in cui inizia a manifestarsi il fenomeno di snervamento.

La tensione ultima f_u viene assunta pari al valore in cui il campione va a rottura. Eccezion fatta per i risultati relativi al campione A.Lo.01, gli altri due sono molto simili (Tabella 4-3).

Provino	E [GPa]	f _y [MPa]	ε _y [-]	f _u [MPa]	ε _u [-]
A.Lo.01	90	313.00	0.0025	318.38	0.20
A.Tr.03	90	352.52	0.0044	338.56	0.26
B.Tr.01	90	346.04	0.0036	347.25	0.26

Tabella 4-3: Caratteristiche elastiche e plastiche dei tre provini sottoposti a prova di trazione

Per l'analisi numerica, si è scelto di adottare le caratteristiche meccaniche in output dalla prova eseguita sul campione B.Tr.01 per due motivi differenti:

- il tratto elastico è indisturbato;
- la tensione ultima raggiunta è maggiore.

Per la scelta del coefficiente di Poisson è stato essenziale condurre di una serie di simulazioni numeriche su più modelli costituiti dalle medesime caratteristiche, eccetto v. Dal confronto dei risultati ottenuti, è emerso che il coefficiente di contrazione laterale non influenza eccessivamente il comportamento del pannello sandwich. Si è assunto un valore pari a 0.3. Infine, per l'assegnazione della densità di massa dell'acciaio si è consultata la letteratura

scientifica. Dal momento che le lamiere lisce e grecate di ciascun dispositivo di assorbimento energetico sono costituite dal medesimo materiale (*DX51D*). Le caratteristiche raccolte all'interno della

tabella sottostante sono valide per tutti e cinque i modelli (Tabella 4-4).

Densità di massa, ρ [g/cm ³]	7.85	
Modulo di Young, E [GPa]	90	
Coefficiente di Poisson [-]	0.3	
Tensione di snervamento, f _y [MPa]	346.04	
Tensione finale, f _f [MPa]	347.25	
Deformazione finale , ε _f ' [-]	0.26	
Tabella 4-4: Caratteristiche meccaniche del materiale		

Il valore ε_f coincide con la differenza tra la deformazione ultima ε_f e quella raggiunta in fase di snervamento ε_y . In altri termini, ε_f rappresenta il valore accumulato in campo plastico.

4.3.3 Step da considerare in fase di analisi

Prima dell'avvio della prova sperimentale di compressione monoassiale, al pannello è stato applicato un pre-carico di 200 kN; solo successivamente è stato avviato il test. Per ottenere dei risultati confrontabili con quelli delle prove sperimentali, in fase di simulazione numerica, è stato inevitabile esplicitare una sequenza di step capace di riprodurre le differenti fasi in cui si articola la prova di laboratorio pseudo-statica.

In riferimento ai modelli realizzati, è stato indispensabile definire:

- uno step iniziale per tener conto delle condizioni di carico ed al contorno del modello e delle interazioni tra le varie parti che lo costituiscono.
- uno step intermedio in cui viene applicato un pre-carico di 50 kN, in corrispondenza del baricentro geometrico del punzone (si assume un tempo di applicazione del pre-carico pari a 0.01s); si applica un pre-carico di 50 kN, e non di 200 kN come per la prova sperimentale, perché il modello riproduce solo un quarto del sistema punzone-pannellomacchina.
- uno step finale in cui si simula lo schiacciamento del pannello di una quantità pari al 90% della sua altezza complessiva (Tabella 4-5); la velocità con cui si manifesta lo schiacciamento varia al variare del tipo di dispositivo modellato (è pari a 1s per il singolo core, 0.5s per i pannelli ad uno strato e 0.1s per i dispositivi a due livelli). Gli intervalli temporali, in cui si simula il fenomeno, differiscono tra di loro per ragioni connesse al notevole incremento del tempo di computazione all'aumentare dello spessore del pannello. Si è cercato di stabilire il giusto compromesso tra il tempo di calcolo e la precisione della soluzione finale.

Modello	Schiacciamento del pannello [mm]
Pannello ad un livello RA	19.7
Pannello a due livelli RA	38.4
Pannello a due livelli MA	38.4
Pannello a due livelli CA	38.4

Tabella 4-5: Schiacciamento del pannello [mm] dovuto ad un progressivo abbassamento del punzone

Nel caso trattato, dunque, le lamiere sono caricate ortogonalmente alla loro superficie e l'abbassamento a cui sono soggette è pari al 90% del loro spessore complessivo. Essendo nel campo dei grandi spostamenti, è essenziale condurre delle analisi che tengano conto della non linearità geometrica del problema (*Brauer, 1992*).

A causa della natura del fenomeno, si è scelto di eseguire un'analisi dinamica mediante un approccio esplicito di tipo incrementale.

4.3.4 Condizioni al contorno, interazioni tra le superfici ed elementi di connessione tra le differenti parti

Per ciascuno degli elementi costituenti il sistema punzone-pannello-macchina sono stati imposti dei vincoli differenti; prima di procedere con la loro definizione, al fine di evitare l'insorgere di perplessità, è bene definire un sistema di riferimento globale U1U2U3, in cui U1 indica lo spostamento in direzione x, U2 quello in direzione y ed U3 in direzione z (Figura 4-10).



Figura 4-10: Sistema di riferimento U1U2U3 del modello

Siccome l'azione del punzone comporta il progressivo schiacciamento del pannello, è stata ammessa una traslazione unicamente in direzione verticale.

Ricordando che il modello rappresenta solo un quarto del problema reale, in corrispondenza degli assi di simmetria lungo le direzioni $x \in z$, è stato necessario imporre delle condizioni tali da garantire una risposta simmetrica sia in campo statico che cinematico.

Per quanto concerne l'asse di simmetria in direzione x, sono stati assegnati dei vincoli che impediscono la traslazione in direzione x e la rotazione attorno agli assi y e z.

Relativamente all'asse di simmetria parallelo a z, sono stati assegnati dei vincoli tali da impedire la traslazione in direzione z e la rotazione attorno agli assi x e y.

I bordi del pannello che, durante la prova sperimentale non sono stati vincolati al piano della macchina di punzonamento, sono liberi di subire rotazioni e traslazioni in qualsiasi direzione.

All'elemento che simula il piano di appoggio della macchina è stato imposto un vincolo di tipo incastro in modo da vietare qualsiasi spostamento. Si riportano di seguito una tabella riassuntiva degli spostamenti impediti per ciascun elemento ed una rappresentazione grafica dei vincoli imposti (Tabella 4-6, Figura 4-11); per la rappresentazione grafica, a titolo di esempio, è stato scelto un pannello sandwich ad un livello di tipo RA.

Elemento	U1	U2	U3	UR1	UR2	UR3
Punzone	х		х	х	х	х
Asse simmetria direzione x	х				х	х
Asse simmetria direzione z			х	х	х	
Piano macchina	х	х	х	х	х	х

Tabella 4-6: Spostamenti e rotazioni impedite per ciascun elemento del modello



Figura 4-11: Rappresentazione grafica dei vincoli imposti relativamente ad un pannello ad un livello (RA)

Ricordando che l'analisi è volta allo studio del comportamento di un dispositivo soggetto ad urto, in fase di definizione delle caratteristiche meccaniche di interazione tra le superfici, è stato scelto un approccio di tipo *penalty*.

Per la determinazione del coefficiente di attrito, analogamente a quanto detto per il coefficiente di Poisson, è stato necessario eseguire una serie di simulazioni numeriche. In questo caso, la variazione del coefficiente di attrito ha comportato una variazione nella risposta del dispositivo.

Le curve rappresentate nel grafico sottostante si riferiscono ad un materiale con modulo elastico pari ad 80 GPa (Figura 4-12). Al principio della modellazione, non disponendo di risultati di prove per la caratterizzazione dell'acciaio, sono state eseguite delle simulazioni con E pari a 210 GPa; notando la comparsa di un picco di carico, nella curva F- δ in output dalla FEA, decisamente maggiore rispetto a quello risultante dalle prove di punzonamento, si è deciso di eseguire delle ulteriori simulazioni considerando un modulo elastico pari a 50 GPa, 80 GPa, 100 GPa e 150 GPa. Si è osservata una migliore approssimazione della curva numerica a quella sperimentale per un modulo di Young di 80 GPa; è questa l'unica ragione per cui il coefficiente di attrito è stato definito facendo riferimento a tale modulo elastico.



Figura 4-12: Influenza del coefficiente di attrito nella risposta del dispositivo per effetto di una sollecitazione dinamica. Le curve fanno riferimento ad una singola lamiera grecata. In nero si riporta la curva F-δ sperimentale; in rosso, verde, blu e grigio le curve in output dalle simulazioni numeriche

È immediatamente evidente come le curve F- δ siano condizionate da μ ; all'aumentare del valore del coefficiente d'attrito oltre 0.3 è sopravvenuto, per piccolissimi spostamenti assiali, un andamento caratterizzato da un picco che si discosta molto dai risultati sperimentali. Al modello è stato assegnato un coefficiente di attrito μ pari a 0.3 poiché si è visto che, mediante l'adozione di tale valore, i dati numerici e quelli sperimentali sono caratterizzati da maggiore somiglianza nell'andamento.

È stato fondamentale creare degli elementi di connessione tra le lamiere del pannello sandwich; dopo aver definito le coordinate dei punti di connessione, è stato essenziale definire il diametro ad essi associato (4.8 mm) e la loro area d'influenza (area circolare con raggio di 5 mm). In tale ambito si è trascurato l'aspetto legato alla rottura dei rivetti per grandi spostamenti; questa semplificazione, insieme ad altre che verranno descritte più avanti, come si vedrà nel successivo capitolo, portano ad una variazione nell'andamento delle curve sperimentali e numeriche per elevati livelli deformativi.

4.3.5 Discretizzazione del modello

La discretizzazione del modello comporta la sua divisione in una serie di elementi che possono assumere diversa forma (triangolare, quadrata, esagonale, ecc). I differenti elementi sono connessi ai vertici mediante nodi su cui vengono eseguiti i calcoli che portano alla definizione di una soluzione approssimata del problema. Il grigliato, ottenuto in output dalla discretizzazione, è comunemente indicato con il termine *mesh*. A seconda delle caratteristiche del problema, del livello di precisione con cui si vogliono ottenere le informazioni finali e del tempo disponibile per la simulazione, vengono scelti:

- la dimensione degli elementi che costituiscono il reticolo;
- la geometria degli elementi, tra le diverse forme disponibili.

Nel caso in esame si è optato per un reticolo a maglia quadrata; di seguito si riporta l'ampiezza degli elementi di discretizzazione (Tabella 4-7, Tabella 4-8).

Parte	Dimensione approssimata elementi [mm]
Punzone	11
Lastra orizzontale	5
Lamiera grecata	5
Lastra orizzontale	5
Piano macchina	40

Tabella 4-7: Dimensione globale approssimativa degli elementi di discretizzazione – Pannello ad uno strato

Parte	Dimensione approssimata elementi [mm]
Punzone	11
Lastra orizzontale	5
Lamiera grecata	5
Lastra orizzontale	5
Lamiera grecata	5
Lastra orizzontale	5
Piano macchina	40

Tabella 4-8: Dimensione globale approssimativa degli elementi di discretizzazione – Pannelli a due strati

Si è imposto un infittimento della mesh a livello del pannello deformabile poiché l'obiettivo è proprio la valutazione della sua risposta; al contrario, per i due elementi rigidi (punzone e piano della macchina) si è optato per una discretizzazione meno densa.

La modellazione è stata eseguita cercando di riprodurre una situazione molto prossima a quella reale e, pur avendo adottato una serie di assunzioni si partenza, sono stati raggiunti, come si vedrà all'interno del capitolo 5, dei risultati abbastanza confrontabili con quelli in output dalle prove sperimentali entro una certa percentuale di avanzamento della prova.

CAPITOLO 5

VALIDAZIONE DEL MODELLO NUMERICO DEL DISPOSITIVO DI DISSIPAZIONE ENERGETICA

Analogamente a quanto visto per le prove di compressione monoassiale, anche in campo numerico è essenziale definire il legame F- δ e l'energia dissipata (*EA*) per i differenti livelli deformativi.

Il presente capitolo è dedicato al confronto tra i dati in output dalle prove sperimentali e quelli definiti mediante l'analisi agli elementi finiti (FEA) e, conseguentemente, alla *validazione dei modelli numerici* le cui caratteristiche sono state descritte nel capitolo 4. Tale validazione è necessaria al fine di costruire un modello rappresentativo della condizione reale su cui condurre successive analisi di tipo parametrico.

Più nello specifico, si intende eseguire una comparazione dei risultati ottenuti mediante le due differenti modalità d'indagine (prove di laboratorio pseudo-statiche e simulazioni numeriche), in termini di:

- Confronto delle capacità di assorbimento energetico dei dispositivi, reali e simulati, all'avanzare della prova AP;
- Confronto deformativo relativo alla valutazione degli spostamenti e delle deformazioni dei panelli in riferimento a punti significativi opportunamente scelti al fine di essere monitorati durante l'esecuzione delle prove di punzonamento e delle analisi numeriche;
- Determinazione dell'entità del carico F_P e della rispettiva deformazione per cui i dissipatori iniziano a sfruttare le proprie risorse plastiche.

L'obiettivo è quello di:

- valutare se e come le risposte si discostano tra di loro al progredire dello schiacciamento assiale dei dissipatori;
- comprendere quali sono le modifiche da applicare al modello al fine di un suo miglioramento ed una successiva minimizzazione degli scarti risultanti dal raffronto dei dati disponibili.

5.1 Validazione numerica di pannelli ad un livello

Questo paragrafo contiene i risultati ottenuti dalla simulazione numerica condotta su un pannello ad un livello costituito da una lamiera grecata, disposta secondo una configurazione Regular Arranged (*RA*), tra due lastre lisce. Ricordando che i dati si riferiscono ad un quarto di sistema di dissipazione energetica, prima di procedere alla comparazione dei risultati, è fondamentale adattarli all'intero pannello (per quanto concerne la curva F- δ , è necessario moltiplicare il carico assiale per 4).

Nella Figura 5-1 è rappresentato il legame tra il carico assiale e l'abbassamento del dispositivo testato durante la prova sperimentale PR_4_1_AL_R e la simulazione numerica.



Figura 5-1: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm]: in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_4_1_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

Fino ad uno spostamento assiale di circa 12 mm, a cui corrisponde una percentuale di avanzamento della prova circa pari a 55%, le due curve riportano un andamento molto simile; al contrario, avanzando verso grandi spostamenti la curva numerica si discosta dall'andamento sperimentale.

Come si evidenzia dalla Figura 5-2, una situazione analoga a quella appena vista si ripresenta nel caso del confronto tra la curva F- δ della prova sperimentale PR_14_1_AL_R e della simulazione numerica.



Figura 5-2: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm]: in rosso si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_14_1_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

La non perfetta sovrapposizione dei grafici è attribuibile a diverse cause. Innanzitutto, in fase di definizione del modello sono stati creati degli elementi scevri da imperfezioni geometriche; nella realtà tale perfezione è venuta meno poiché le lamiere, già al termine del processo di produzione, presentavano alcuni difetti (ad esempio il tratto inclinato e quello orizzontale della cella elementare delle lamiere grecate utilizzate non formano angoli esattamente di 126°, cosa che succede invece nel modello). L'utilizzo di un software di tipo CAD/3D ha garantito la

realizzazione di modelli perfetti dal punto di vista geometrico; lo stesso non si può dire per i pannelli sandwich sottoposti a punzonamento a causa del loro assemblaggio manuale. Un discorso analogo può essere esteso al punto di applicazione dell'azione di punzonamento; quest'ultimo, durante la costruzione del modello, è stato fissato mediante la determinazione delle coordinate del baricentro geometrico del punzone in asse con quello del pannello; in fase di preparazione della prova sperimentale, pur avendo cura di allineare i due baricentri menzionati all'interno della macchina di prova, è sorta una piccola eccentricità.

Man mano che ci si sposta verso elevati livelli deformativi, la divergenza dei risultati è condizionata non solo dagli aspetti appena definiti, ma anche e soprattutto dal comportamento dei rivetti. Durante alcune prove di laboratorio essi hanno subito una rottura a causa degli elevati livelli tensionali a cui sono stati soppoposti; durante l'analisi numerica questa possibilità è stata loro negata poiché agli elementi di connessione puntuali non è stato essegnato un criterio di rottura (*failure*). Tale aspetto, chiaramente, presenta un limite che in questa prima fase di analisi è accettabile, ma sul quale è necessario lavorare allo scopo di migliorare i risultati ottenuti dalle simulazioni.

5.1.1 Confronto energetico

Analogamente a quanto visto per le prove sperimentali, l'energia dissipata dal sistema viene determinata mediante la definizione dell'area sottesa alla curva $F-\delta$ tramite il metodo di integrazione chiamato "dei trapezi" (Capitolo 3). L'energia assorbita dal dispositivo modellato, al raggiungimento di una deformazione pari al 90% di quella totale, è 379 J.

PR 4 1 AL R e simulazione numerica

A seguito della definizione della EA per i diversi livelli deformativi, è stato eseguito un confronto grafico tra i differenti valori in output dall'analisi numerica e dalla prova PR_4_1_AL_R (Figura 5-3).



Figura 5-3: Energy Absorption EA [J] in funzione della percentuale di avanzamento della prova AP [%]: In nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_4_1_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

Dall'osservazione del grafico è stato possibile notare che, per valori di AP compresi tra 0 e 65%, la capacità dissipativa del modello è leggermente superiore rispetto a quella del pannello sottoposto a prova pseudo-statica di laboratorio. In corrispondenza di una percentuale di avanzamento della prova uguale a 65%, l'assorbimento energetico nei due differenti casi è pressoché lo stesso (dalla PR_4_1_AL_R si ottiene una *EA* pari a 202 J, dalla simulazione

risulta 205 J). Oltre tale livello deformativo, si assiste ad una inversione della situazione; il pannello assemblato manualmente presenta migliori capacità dissipative rispetto a quello simulato. Per uno schiacciamento assiale di 16.40 mm (AP = 75.22%) l'energia totale dissipata dal sistema, infatti, è pari a 295 J, a fronte di 243 J del modello numerico. A causa dell'arresto della prova sperimentale, superata tale soglia di deformazione, i dati non sono più confrontabili. Successivamente si è proceduto alla stima dell'errore ε_{EA} , in termini energetici, tra i risultati disponibili (Figura 5-4). Per la definizione di tale errore è stato fondamentale determinare la differenza percentuale dell'energia assorbita e normalizzarla rispetto alla *EA* totale dissipata al temine della corrispondente prova sperimentale (Eq.5-1).

$$\varepsilon_{EA}[\%] = \Delta EA[J] \cdot 100/EA_{totale}[J]$$
(5-1)



Figura 5-4: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione della deformazione assiale, tra la prova di laboratorio PR 4 1 AL R e la simulazione numerica

Fino ad un *AP* circa pari al 70% di quella totale, lo scarto è inferiore al valore soglia fissato al 5% di ε_{EA} . Per grandi spostamenti assiali la differenza percentuale di energia assorbita subisce un incremento che comunque si mantiene al di sotto dell'8%.

Questo primo confronto porta a concludere che, nonostante il modello numerico possa essere certamente migliorato, le considerazioni fatte per la sua creazione sono valide e capaci di riprodurre la risposta sperimentale del dispositivo.

PR 14 1 AL R e simulazione numerica

I risultati ottenuti dall'analisi numerica sono stati confrontati con una seconda prova (PR_14_1_AL_R) condotta su un pannello assemblato secondo le medesime modalità di quello appena visto (PR_4_1_AL_R) (Figura 5-5).



Figura 5-5: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]: in rosso si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_14_1_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

Similmente a quanto emerso dal confronto precedente, fino al 65% di avanzamento della prova le capacità dissipative del dispositivo modellato sono migliori rispetto a quelle reali. Per un AP pari al 65% il modello è in grado di dissipare 205 J, mentre il sistema sottoposto a prova sperimentale 203 J. Da questo livello deformativo in poi, la situazione si inverte ed il pannello sandwich sottoposto a compressione monoassiale offre un assorbimento energetico maggiore rispetto al modello. In corrispondenza di AP=87.30% (ultimo valore per cui i dati sono confrontabili), dalla prova sperimentale emerge una dissipazione energetica pari a 493 J; numericamente si ottiene invece un valore di energia assorbita uguale a 379 J.



Figura 5-6: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento di AP, tra la prova di laboratorio PR_14_1_AL_R e la simulazione numerica

Analogamente a quanto osservato in precedenza, lo scarto percentuale di energia assorbita si mantiene inferiore al 5% fino ad un AP circa pari a 70%. Oltrepassato tale livello deformativo, il modello non riesce a simulare una risposta fedelmente rappresentativa della prova sperimentale di laboratorio (Figura 5-6).

All'interno degli Allegati B1e B2 si riportano i dati tabulati mediante cui sono stati realizzati i grafici precedenti.

5.1.2 Confronto delle deformate

Ad ogni dispositivo, sia reale che simulato, si associa un cambiamento geometrico in conseguenza all'applicazione di un carico assiale. All'interno di questo paragrafo vengono confrontate le deformate dei pannelli per differenti istanti temporali; ciò è estremamente utile per capire come varia la loro deformazione per effetto dell'applicazione del carico.

Per poter eseguire tale confronto è stato essenziale individuare dei punti significativi, appartenenti al pannello sandwich, tali da poter essere osservati durante l'arco dell'intera prova sperimentale. Nella loro scelta si è fatto riferimento alle prove di laboratorio poiché, per queste ultime, il progredire della deformazione in determinati punti, è stato monitorato mediante la sola osservazione di un filmato (realizzato in fase di esecuzione della prova). In realtà, per ottenere delle informazioni confrontabili con quelle in output dalla simulazione numerica, sarebbe stato necessario installare dei trasduttori di spostamento in corrispondenza di alcuni punti di controllo prefissati. Non disponendo della strumentazione necessaria, si è adottata una strategia alternativa in grado di restituire dei dati meno precisi, ma comunque utili per comprendere approssimativamente l'entità dello scostamento tra le deformate.

Prima di descrivere nel dettaglio la procedura assunta per il confronto delle deformate, si riportano i nodi scelti e le rispettive coordinate nel caso della PR_4_1_AL_R e della PR_14_1_AL_R (Figura 5-8, Figura 5-8 e Tabella 5-1).



Figura 5-7: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR_4_1_AL_R (in alto) e sul modello (in basso)



Figura 5-8: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR_14_1_AL_R (in alto) e sul modello (in basso)

I numeri associati ai nodi (1, 1 e 21) coincidono con quelli definiti dal software a seguito della discretizzazione del dispositivo.

Nodo	x[mm]	y[mm]	z[mm]
1-Lamiera orizzontale superiore	375	21.5	375
1-Lamiera grecata	375	0.9	375
21-Lamiera grecata	199	20.9	375
5 1. Constitute dat month di sifesimente con		•	1 . 1

Tabella 5-1:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo ad un layer di tipo AL

Dal momento che la simulazione numerica riproduce la prova sperimentale mediante una scala temporale differente (per ragioni connesse alla minimizzazione del tempo computazionale), per valutare la deformazione nei differenti intervalli temporali in cui si svolge la prova è stato essenziale ricondurre il tempo della simulazione a quello della prova di laboratorio.

Facendo riferimento alla curva *F*-*t* in output dalla simulazione numerica, è stato indispensabile definire l'abbassamento δ subito dal punzone in corrispondenza dell'ultimo istante di esecuzione della prova $t_{Max,FEA}$. Noto $\delta(t_{Max,FEA})$ (che è stato imposto essere pari al 90% dello spessore totale del dispositivo), consultando i dati relativi alla prova di laboratorio, è stato individuato il medesimo spostamento ed il corrispettivo tempo $t_{sperimentale}$.

Noti $t_{sperimentale}$ e $t_{Max,FEA}$, moltiplicando il loro rapporto per i differenti istanti temporali t_{FEA} per cui il solutore numerico ha calcolato l'abbassamento, è stato possibile ottenere "nuovi" istanti di tempo t confrontabili con i dati temporali delle prove sperimentali (5-2).

$$t = (t_{sperimentale} / t_{Max,FEA}) \cdot t_{FEA}$$
(5-2)

Prima di avanzare con la discussione delle deformate è stato essenziale definire degli istanti di tempo in cui valutare la posizione dei punti fissati.

Ricordando che nel caso di modelli di pannelli ad un livello il tempo di esecuzione della simulazione è stato fissato pari a 0.5 s, è parso conveniente valutare gli spostamenti dei nodi di riferimento in istanti incrementati di 0.05s rispetto ai precedenti.

PR 4 1 AL R e simulazione numerica

Nella tabella seguente si riportano i tempi di riferimento estratti dalla simulazione numerica e successivamente ricondotti alla prova pseudo-statica di laboratorio (Tabella 5-2). L'ultimo valore di t_{FEA} è stato assunto pari a 0.37s perché la prova PR_4_1_AL_R è stata arrestata al 75.22% di deformazione assiale.

t _{FEA} [s]	t [min]
0.00	0.00
0.05	2.21
0.10	4.42
0.15	6.63
0.20	8.84
0.25	11.05
0.30	13.26
0.35	15.47
0.37	16.38

Tabella 5-2: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate

Relativamente alla simulazione numerica, il software ha permesso di rilevare le coordinate dei nodi in istanti di tempo differenti; l'operazione, in tale caso, è risultata quindi piuttosto immediata. Nel caso delle prove sperimentali, la situazione è apparsa molto più complessa e i dati ottenuti molto meno precisi rispetto ai precedenti.

Innanzitutto, a partire dal filmato, è stato necessario eseguire degli screenshot in corrispondenza dei tempi d'interesse e, successivamente, importarli all'interno del software Autocad. A quel punto sono state tracciate delle linee di riferimento sull'immagine catturata, relativa alla configurazione indeformata (le linee di riferimento rappresentano la distanza tra il punto inferiore della lamiera orizzontale a contatto con il piano della macchina ed i nodi d'interesse); note le dimensioni teoriche del dispositivo in condizioni indeformate, la lunghezza dei segmenti di riferimento l è stata divisa per la distanza reale y ottenendo un fattore di scala da moltiplicare per lunghezze definite agli istanti successivi (Figura 5-9 e Tabella 5-3).



Figura 5-9: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo ad un livello RA in configurazione indeformata

Nodo	y [mm]	l [mm]	Fattore di scala
1-Lamiera orizzontale superiore	21.5	47.82	0.45
1-Lamiera grecata	0.9	5.06	0.18
21-Lamiera orizzontale inferiore	20.9	45.6	0.46

 Tabella 5-3: Coordinate y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in configurazione indeformata e valore del fattore di scala

I grafici seguenti permettono di cogliere la deformazione nel tempo dei nodi d'interesse per quanto concerne sia la prova sperimentale che la simulazione numerica (Figura 5-10, Figura 5-11 e Figura 5-12). Sull'asse delle ascisse, anziché riportare il tempo, è sembrato più consono riferirsi alla corrispondente percentuale di avanzamento della prova al fine di garantire una maggior chiarezza in fase di interpretazione dei risultati.



Figura 5-10: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_4_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Dall'osservazione del grafico appena riportato è emerso che, per piccoli spostamenti, le risposte ottenute con i due metodi d'indagine differiscono tra loro per meno di 2 mm. Superato il 50% dell'avanzamento della prova, si perde la corrispondenza degli spostamenti nei due differenti casi; ciò conferma ancora una volta che avanzando verso grandi spostamenti il modello non riesce a riprodurre esattamente il comportamento reale del dispositivo.



Figura 5-11: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera grecata) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_4_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

La differenza di spostamento assiale per il nodo 1 della lamiera grecata, apparsa dal confronto tra i dati in output dalla prova pseudo-statica e da quella simulata, fino al 50% dell'avanzamento della prova non supera i 5mm; oltrepassato tale valore lo scostamento dei risultati è elevato ed in corrispondenza di *AP* pari a 75.22% si aggira attorno ai 35 mm.



Figura 5-12: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata) in funzione del'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_4_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

A differenza degli altri due punti considerati (collocati entrambi in corrispondenza degli spigoli del pannello) per quest'ultimo nodo, sia per bassi che elevati livelli deformativi, la differenza di spostamento assiale non supera mai i 2.7 mm.

Tale confronto ha permesso di confermare ancora una volta che per grandi spostamenti la risposta del modello si allontana da quella del dispositivo testato in laboratorio. Inoltre, si è notato che a seconda della posizione occupata dai punti osservati c'è una maggiore o minore rispondenza tra i risultati ottenuti; i punti più esterni si discostano maggiormente.

PR 14 1 AL R e simulazione numerica

Analogamente a quanto visto per la prova PR_4_1_AL_R, anche in questo caso è stato indispensabile ricondurre i tempi estratti dalla simulazione numerica a quelli della prova pseudo-statica (Tabella 5-4).

t _{FEA} [s]	t [min]
0.00	0.00
0.05	1.86
0.10	3.72
0.15	5.57
0.20	7.43
0.25	9.29
0.30	11.15
0.35	13.00
0.40	14.86
0.45	16.72
0.50	18.58

Tabella 5-4: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate

Avvalendosi dell'ausilio del software Autocad, sono state tracciate e misurate delle linee di riferimento sul pannello caratterizzato da configurazione indeformata in modo da determinare il fattore di scala (Figura 5-13, Tabella 5-5).



Figura 5-13: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo ad un livello RA in configurazione indeformata

Nodo	y [mm]	l [mm]	Fattore di scala
1-Lamiera orizzontale superiore	21.5	38.70	0.55
1-Lamiera grecata	0.9	7.51	0.12
21-Lamiera orizzontale inferiore	20.9	35	0.60

Tabella 5-5: Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in configurazione indeformata e valore del fattore di scala

Moltiplicando tale fattore per le lunghezze dei segmenti di riferimento all'avanzare della deformazione del dispositivo, è stato possibile procedere alla realizzazione dei grafici riportati in seguito (Figura 5-14, Figura 5-15 e Figura 5-16).



Figura 5-14: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova [%]; In rosso si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_14_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica



Figura 5-15: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera grecata) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in rosso si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_14_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica



Figura 5-16: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in rosso si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_14_1_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Tutti e tre i grafici sono caratterizzati dal medesimo comportamento dei punti fino al raggiungimento di un avanzamento percentuale della prova pari al 20% di quello totale. Otre tale soglia i nodi 1 della lamiera grecata e 1 di quella orizzontale superiore differiscono per meno di 10mm fino ad un *AP* circa pari a 45%; superato tale valore la differenza è molto marcata. Nel caso del nodo 21 appartenente alla lamiera grecata, superato il 20% di avanzamento della prova, è immediatamente evidente come la risposta nei due casi raffigurati sia totalmente differente. Nella simulazione numerica il vertice della cella esagonale (nodo 21) subisce uno "spostamento positivo"; durante la prova di compressione monoassiale esso è caratterizzato da uno "spostamento negativo", ovvero opposto a quello generato dalla simulazione.

All'interno degli allegati B1 e B2 sono contenuti, in forma tabulare, i dati riferiti agli spostamenti nodali per la prova PR_4_1_AL_R, PR_14_1_AL_R e per l'analisi numerica.

Sono presenti, inoltre, delle immagini che rappresentano le deformate dei pannelli reali e simulati per le diverse percentuali di AP.

5.1.3 Confronto in termini di carico trasmesso

Prese in considerazione la curva F- δ in output dalla prova sperimentale e dalla simulazione numerica, è stato necessario individuare il picco di carico raggiunto in corrispondenza del passaggio tra il tratto a comportamento elastico e quello a comportamento plastico in entrambi i casi.

Dopo aver individuato il carico massimo ed il rispettivo valore di spostamento assiale, è stato eseguito un confronto tra i dati ottenuti mediante le due tipologie d'indagine. In particolare, nel caso della prova sperimentale è stato individuato il punto di passaggio tra la deformazione reversibile e quella non reversibile e conseguentemente è stato definito il valore di δ corrispondente; per il medesimo valore di spostamento assiale si è valutato il carico legato alla simulazione numerica. Si è ripetuto lo stesso ragionamento per quanto concerne la curva numerica, cioè si è individuato il punto di passaggio tra il ramo elastico e quello plastico (in corrispondenza del massimo valore del carico trasmesso) e l'entità dello schiacciamento subito dal dispositivo; per quel valore di δ è stato individuato il relativo valore di F sulla curva sperimentale.

Nel seguito si riportano le curve forza-spostamento relative alle prove sperimentali ed alla simulazione numerica (Figura 5-17 e Figura 5-18). In ciascuno dei due grafici vengono evidenziati quattro punti significativi. I primi due (sulla sinistra) si riferiscono al picco di carico raggiunto durante la prova sperimentale ed al carico connesso alla simulazione in corrispondenza dello stesso spostamento assiale. I punti a destra si riferiscono invece al picco di carico di carico raggiunto sulla curva numerica ed al carico, in ambito sperimentale, per la medesima ascissa.



simulazione numerica

Come già sottolineato all'interno del capitolo 3, l'alternanza tra il ramo elastico e quello plastico, per la prova PR_4_1_AL_R si manifesta in corrispondenza di uno spostamento assiale pari a 4.48 mm ed una forza assiale di 14.98 kN. Per il medesimo valore di δ , la curva numerica assume un valore di F pari a 16.22 kN.

Il picco di carico, relativamente alla simulazione numerica, viene raggiunto per un abbassamento assiale di 6.39 mm ed una forza di 16.76 kN; per la stessa ascissa, la curva sperimentale è caratterizzata da un carico verticale pari a 13.58 kN.



Figura 5-18: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova PR_14_1_AL_R ed alla simulazione numerica

Dall'esecuzione della prova di punzonamento PR_14_1_AL_R il picco di carico assiale si individua in corrispondenza di uno schiacciamento del pannello di 4.62 mm; l'analisi FEM per quel δ restituisce un valore di F di 16.79 kN. Il picco di carico della simulazione numerica si raggiunge per un abbassamento di 6.39 mm ed un carico di 16.76 kN. Per il medesimo valore di δ , alla prova sperimentale compete una F uguale a 16.27 kN.

Da entrambi i grafici sopra riportati emerge che le prove sperimentali il massimo è più evidente mentre in campo numerico la crescita è più graduale e meno evidente ed il valore massimo di F si raggiunge per uno spostamento assiale maggiore.

5.2 Validazione numerica di un pannello a due livelli

A seguito della validazione numerica dei pannelli ad un livello, si focalizza l'attenzione sulla taratura di dispositivi costituiti da due strati. In questo paragrafo vengono presentati i risultati riguardanti un pannello a due livelli con lamiere grecate disposte secondo una configurazione Regular Arraged (RA), un sistema a due livelli con lamiere grecate disposte secondo uno schema Cross Arranged (CA) ed un dispositivo in cui le lamiere grecate assumono la configurazione Mirror Arranged (MA). È importante non dimenticare che i dati estrapolati dall'analisi numerica si riferiscono ad un quarto di dispositivo di dissipazione energetica, pertanto, al fine di ottenere dei dati confrontabili con quelli definiti mediante l'esecuzione di prove sperimentali è obbligatorio effettuare delle operazioni di riadattamento dei risultati.

Nella figure sottostanti si riporta l'andamento della curva forza-spostamento in output dalle prove sperimentali PR_5_2_AL_R, PR_6_2_CA_R, PR_13_2_MA_R e dalle corrispondenti simulazioni numeriche (Figura 5-19, Figura 5-20 e Figura 5-21).



Figura 5-19: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_5_2_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

A differenza dei grafici F- δ riportati nel paragrafo precedente, in questo caso la transizione dal comportamento elastico a quello plastico, per entrambe le curve, non è segnata dal raggiungimento di un picco tensionale; il passaggio da una deformazione reversibile ad una irreversibile si manifesta gradualmente, senza andare incontro ad una brusca variazione della pendenza della curva. Sulla curva simulata, grazie alla perfetta simmetria di cui gode il modello numerico, non si ripropone l'anomalia riscontrata sulla curva sperimentale tra 16 mm e 18 mm, dovuta al sollevamento di un solo lembo della lamiera orizzontale superiore (Allegato A4). Ciò è un'ulteriore conferma di come qualsiasi variazione tra modello e realtà, a seconda della sua natura, comporti una variazione nella risposta del dispositivo più o meno accentuata.

Da 30 mm di spostamento assiale in poi la curva definita mediante l'analisi agli elementi finiti appare traslata verso destra rispetto a quella definita in laboratorio.



Figura 5-20: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

A differenza dei grafici visti in precedenza, nel caso di pannelli a due livelli caratterizzati da lamiere grecate ruotate rispetto all'asse verticale di 90° l'una rispetto all'altra (*CA*), le curve F- δ (sperimentale e numerica) per grandi spostamenti presentano uno scostamento maggiore; la

curva simulata, infatti, tra 30 mm e 34 mm di spostamento assiale presenta un picco tensionale non riscontrato in fase di prova sperimentale.

Probabilmente l'insorgere di tale picco è connesso alla tensione agente a livello dei rivetti, ai quali non essendo stato assegnato un criterio di rottura, non è stata concessa la possibilità di giungere a rottura (cosa effettivamente possibile in fase di prova sperimentale). Nonostante ciò, entrambe le curve sopra raffigurate sono caratterizzate dal trasferimento del carico dal primo al secondo livello del dispositivo per lo stesso valore di spostamento assiale (≈16 mm).



Figura 5-21: Andamento del carico assiale F [kN] in relazione allo spostamento assiale δ [mm], in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

Il grafico precedente, relativo al dispositivo assemblato secondo la configurazione MA, è caratterizzato dalla sovrapposizione delle curve F- δ in output dalla prova sperimentale e dal modello.

Il primo ramo elastico della prova di laboratorio è caratterizzato da minore pendenza rispetto al medesimo tratto relativo alla simulazione; ciò è legato ad imperfezioni geometriche presenti nel pannello sottoposto a prova di compressione monoassiale. Nel caso reale, infatti la prima parte del tratto elastico è stata talvolta sfruttata per mettere in contatto lo strato orizzontale superiore e la lastra grecata. Lungo il secondo ramo elastico, in cui si verifica il trasferimento del carico dalla lamiera orizzontale intermedia alla lamiera grecata inferiore, le due curve sono sovrapposte; ciò permette di affermare che in entrambi i casi la lastra orizzontale si deforma elasticamente in corrispondenza del medesimo livello deformativo. Il secondo picco tensionale per la simulazione numerica, anche in tale situazione, risulta traslato verso destra rispetto a quello della prova sperimentale. Analogamente a quanto visto per i dispositivi ad un livello e per quello a due livelli assemblato secondo la configurazione RA, nel campo dei grandi spostamenti il ramo plastico (tratto pseudo-orizzontale) è più esteso rispetto al medesimo tratto legato alla prova sperimentale.

5.2.1 Confronto energetico

PR 5 2 MA R e simulazione numerica

Il dispositivo di dissipazione energetica, caratterizzato da un'altezza complessiva di 42.4 mm (distanza tra le linee medie delle lamiere orizzontali estreme), subisce uno schiacciamento assiale pari al 90% della sua altezza complessiva. Al raggiungimento di tale valore, a cui corrisponde un abbassamento del punzone di 38.7 mm, il pannello è in grado di dissipare una quantità di energia pari a 972 J.



Figura 5-22: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_5_2_RA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

Dalla comparazione dell'energia dissipata per i differenti livelli deformativi è immediatamente evidente come la simulazione numerica sia in grado di riprodurre l'assorbimento energetico definito mediante l'esecuzione di un'indagine sperimentale. Come nei casi precedenti, fino al raggiungimento di un certo valore di AP l'assorbimento energetico simulato è maggiore rispetto a quello definito dai risultati sperimentali; si manifesta un punto, intorno al 78% di avanzamento della prova, in cui la situazione si inverte e la EA definita mediante la prova sperimentale diventa maggiore rispetto a quella legata alla simulazione. Per una EA pari a 86.6% l'energia assorbita dalla prova sperimentale è 972 J, quella della simulazione è 769 J.

Il grafico sottostante riporta una stima dell'errore legata ai due mezzi d'indagine adottati, in funzione dell'avanzamento della prova (Figura 5-23).



Figura 5-23: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento della prova AP, tra la prova di laboratorio PR_5_2_AL_R e la simulazione numerica

Come già è stato possibile intuire dall'osservazione della Figura 5-22, lo scarto in termini energetici è minimo; dalla stima dell'errore tra i dati disponibili emerge una differenza percentuale dell'energia assorbita, normalizzata rispetto a quella totale dissipata dalla prova di laboratorio, inferiore al 5% fino all'80% di avanzamento della prova (schiacciamento del pannello al di sotto del punzone di 34.4 mm). Oltre tale *AP* lo scarto cresce mantenendosi comunque entro un valore pari al 15%.

PR 6 2 CA R e simulazione numerica

In questo sotto-paragrafo si esegue il confronto tra l'energia dissipata durante l'esecuzione della PR_6_2_CA_R ed il modello assemblato facendo riferimento alla configurazione *CA*. Anche in questo caso l'altezza complessiva del pannello è pari a 42.4 mm e lo schiacciamento assiale a cui esso è sottoposto durante l'analisi è pari a 90% della sua altezza totale.

Nella figura seguente si rappresenta in forma grafica la EA per le diverse percentuali di AP (Figura 5-24).



Figura 5-24: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu i risultati della simulazione numerica

A differenza dei casi precedenti, in cui a seguito del raggiungimento di un certo livello deformativo le capacità dissipative del pannello reale superavano quelle del pannello simulato, in questo caso il modello numerico è dotato di una capacità di assorbimento energetico superiore durante l'arco dell'intera simulazione. Al termine della prova sperimentale, per una AP di 89.45%, il dispositivo dissipa 1341J a fronte di 1832 J del modello; i risultati si discostano di 491 J.

Si riporta nel seguito il grafico mediante la cui consultazione è possibile valutare la differenza percentuale di energia dissipata, normalizzata rispetto ad EA_{tot} risultante dalla prova sperimentale (Figura 5-25).



Figura 5-25: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento della prova AP, tra la prova di laboratorio PR_6 2_CA_R e la simulazione numerica

Lo scarto energetico adimensionalizzato rispetto alla dissipazione energetica totale della prova sperimentale si mantiene al di sotto della soglia fissata, pari a 5%, solo fino al 40% di avanzamento della prova. All'aumentare di AP lo scarto aumenta repentinamente giungendo al 41.45% in corrispondenza di uno schiacciamento del pannello di 38.46 mm. Questa è l'unica situazione in cui si assiste ad uno scostamento energetico così rilevante. In questo caso il modello è meno affidabile per grandi spostamenti anche se sottostima l'EA (condizione a favore di sicurezza).

PR 13 2 MA R e simulazione numerica

In modo identico a quanto fatto per gli altri pannelli visti fino a questo momento, è stato eseguito un confronto in termini energetici anche per la PR_13_2_MA_R ed il modello creato secondo la medesima disposizione delle lamiere grecate (*MA*) (Figura 5-26).



Figura 5-26: Energy Absorption [J] in funzione della deformazione assiale [%]. In nero si riportano i dati relativi alla prova sperimentale PR_13_2_MA_R; in blu i risultati della simulazione numerica

Al raggiungimento di AP pari al 90.20% l'energia dissipata dal modello numerico è 1110 J, mentre dalla prova sperimentale emerge una dissipazione energetica di 932 J. Allo scopo di valutare la divergenza tra i dati ottenuti, anche in questo caso è stato stimato lo scarto tra i risultati disponibili (Figura 5-27).



Figura 5-27: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione dell'avanzamento della prova AP, tra la prova di laboratorio PR_6_2_CA_R e la simulazione numerica

La differenza di energia assorbita, normalizzata rispetto alla energia totale dissipata dalla prova di laboratorio, si mantiene sempre al di sotto del valore soglia imposto pari a 5% (rappresentato mediante le linee tratteggiate in rosso), eccezion fatta per il 50% ed al 60% di *AP* in cui giunge circa al 7% e per uno schiacciamento del pannello pari a 38.7 mm in cui ε_{EA} è uguale a 19.13%.

Ulteriori dettagli relativi ai confronti energetici finora discussi sono riportati all'interno degli Allegati B3, B4 e B5.

5.2.2 Confronto delle deformate

Analogamente a quanto visto per i dissipatori ad un livello, anche per i pannelli a due livelli è estremamente utile eseguire un confronto delle deformate relativamente a punti facilmente identificabili e monitorabili durante l'arco dell'intera prova sperimentale. Si ricorda che nella scelta dei punti si guarda alla prova di laboratorio, e non al modello numerico, perché in quest'ultimo caso è possibile conoscere le coordinate di ogni singolo nodo, per ciascun istante della simulazione, senza particolari difficoltà.

PR 5 2 AL R e simulazione numerica

Nell'immagine sottostante si evidenziano i punti osservati durante lo svolgimento dell'intera prova sperimentale e numerica (Figura 5-28); vengono inoltre indicate le coordinate dei punti d'interesse (Tabella 5-6).



Figura 5-28: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR_5_2_AL_R (in alto) e sul modello (in basso)

Nodo	x[mm]	y[mm]	z[mm]
1-Lamiera orizzontale superiore	375.0	42.7	375
21-Lamiera grecata superiore	199.0	42.1	375
1-Lamiera orizzontale intermedia	375.0	21.5	375
37-Lamiera grecata inferiore	49.0	20.9	375

Tabella 5-6:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo a due livelli di tipo AL

Coerentemente con quanto visto per le prove precedenti, anche in questo caso è stato essenziale ricondurre i tempi estratti dalla simulazione numerica a quelli della prova sperimentale (Tabella 5-7). Come spiegato all'interno del capitolo 4, per ridurre il tempo computazionale, si è imposto un tempo di esecuzione della simulazione di 0.1s; è sembrato opportuno, dunque, eseguire il confronto delle deformate per istanti temporali sfasati tra di loro di 0.01s. Rammemorando che il monitoraggio dei punti nodali in campo sperimentale si esegue mediante la visione di un filmato registrato in fase di prova e ricordando, dal capitolo 3, che quest'ultimo è caratterizzato

una temporanea interruzione, non è stato possibile eseguire un confronto oltre 0.04 s (15.66 minuti) a cui corrisponde un *AP* del 36.5%.

t _{FEA} [s]	t [min]
0.00	0.00
0.01	3.91
0.02	7.83
0.03	11.74
0.04	15.66

Tabella 5-7: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate

Dopo aver estratto dal codice di calcolo le coordinate dei punti nodali per i diversi intervalli temporali, è stato necessario ottenere le medesime informazioni per il dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale.

A seguito dell'importazione di un' immagine del pannello indeformato all'interno del software Autocad ed aver tracciato delle linee di riferimento in corrispondenza dei punti d'interesse, si è proceduto alla definizione del fattore di scala da moltiplicare per la lunghezza dei segmenti di riferimento definiti durante l'avanzamento della prova (Figura 5-29, Tabella 5-8).



Figura 5-29: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo a due livelli MA in configurazione indeformata

Nodo	y [mm]	l [mm]	Fattore di scala
1-Lamiera orizzontale superiore	42.70	55.43	0.75
21-Lamiera grecata superiore	42.10	56.78	0.74
1-Lamiera orizzontale intermedia	21.50	27.71	0.78
37-Lamiera grecata inferiore	20.90	25.68	0.81

 Tabella 5-8: Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in configurazione indeformata e valore del fattore di scala

Note le coordinate dei punti sul pannello reale e su quello simulato, all'avanzare della deformazione è stato possibile eseguirne un loro raffronto grafico (Figura 5-30, Figura 5-31, Figura 5-32 e Figura 5-33). Si rammenta che a causa di una temporanea interruzione del video a circa 16 minuti dall'avvio della prova di compressione monoassiale non è stato possibile condurre un confronto nel campo dei grandi spostamenti.



Figura 5-30: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; In nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_5_2_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Dal grafico appena presentato, per il nodo 1 della lamiera orizzontale superiore, si evince uno scostamento in termini di spostamento assiale dell'ordine del cm per un AP pari a 36.5%; si nota inoltre che, a meno di tale scarto, il δ sperimentale e quello definito mediante l'analisi FEM seguono il medesimo andamento.



Figura 5-31: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale intermedia) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_5_2_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Similmente a quanto visto per il punto di riferimento precedente, anche per il nodo 1, appartenente alla lamiera orizzontale intermedia, è presente una differenza di spostamento dell'ordine del cm in corrispondenza di uno schiacciamento assiale di 15.70 mm.



Figura 5-32: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_5_2_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Il terzo nodo osservato appartiene alla lamiera grecata superiore del dispositivo di dissipazione energetica. Le due curve, rappresentanti l'evoluzione dello spostamento assiale all'avanzare del livello deformativo, manifestano un andamento simile nella forma. La differenza di δ nei due differenti casi è decisamente inferiore rispetto a quella emersa dal confronto dei punti appartenenti alle lamiere lisce. In particolare, lo scostamento in termini di spostamento cresce fino a raggiungere il suo apice (5.6 mm) in corrispondenza di circa il 20% dell'avanzamento della prova; oltre tale valore decresce fino ad assumere un valore pari a 1.6 mm al raggiungimento di un AP pari a 36.5%.



Figura 5-33: Spostamento assiale [mm]del nodo 37 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_5_2_AL_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Per l'ultimo nodo monitorato, appartenente anch'esso al core del pannello sandwich, il modello numerico riproduce uno spostamento assiale che differisce da quello osservato dalla prova sperimentale per un valore inferiore a 5 mm.

PR 6 2 CA R e simulazione numerica

Per la comparazione dei dati ottenuti dalla PR_6_2_CA_R e dall'analisi agli elementi finiti, in termini di variazione delle deformate nel tempo, sono stati fissati quattro punti significativi in corrispondenza dei nodi contrassegnati in rosso (Figura 5-34 e Tabella 5-9).



Figura 5-34: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR_6_2_CA_R (in alto) e sul modello (in basso)

Nodo	x[mm]	y[mm]	z[mm]
1-Lamiera orizzontale superiore	375.0	42.7	375.0
21-Lamiera grecata inferiore	199.0	20.9	375.0
37-Lamiera grecata inferiore	49.0	20.9	375.0
76-Lamiera orizzontale superiore	0.0	42.7	375.0

Tabella 5-9:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo a due livelli di tipo CA

t _{FEA} [s]	t [min]
0.00	0.00
0.01	3.77
0.02	7.54
0.03	11.31
-	-
0.10	37.70

Tabella 5-10: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate

A seguito della scelta dei punti rappresentativi e della definizione delle loro coordinate, lo step successivo è consistito nella ricerca della corrispondenza tra il tempo della simulazione numerica e quello della prova pseudo-statica (Tabella 5-10).

Come per la PR_5_2_AL_R, anche per la PR_6_2_CA_R si è verificata una temporanea interruzione del filmato, pertanto anche nel caso in esame non si dispone di tutte le informazioni necessarie per il confronto da inizio a fine prova. I dati posseduti hanno permesso di eseguire il

monitoraggio da 0 a 11.31 minuti e di valutare la deformata all'istante di interruzione della prova, ossia a 37.70 minuti.

Coerentemente con quanto fatto per i pannelli precedentemente trattati, si è proceduto alla definizione di un opportuno fattore di scala (Figura 5-35 e Tabella 5-11).



Figura 5-35: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo a due livelli CA in configurazione indeformata

Nodo	y [mm]	l [mm]	Fattore di scala
1-Lamiera orizzontale superiore	42.70	55.43	0.77
21-Lamiera grecata inferiore	42.10	56.78	0.74
37-Lamiera grecata inferiore	21.50	27.71	0.78
76-Lamiera orizzontale superiore	20.90	25.68	0.81

 Tabella 5-11: Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in configurazione indeformata e valore del fattore di scala

Nel seguito si riporta il confronto degli spostamenti assiali in funzione delle ε_v per i differenti nodi (Figura 5-36, Figura 5-37, Figura 5-38 e Figura 5-39).



Figura 5-36: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Relativamente al nodo 1, appartenente alla lamiera orizzontale superiore, fino a 11.31 minuti, a cui corrisponde un AP pari a 27.7%, gli spostamenti assiali differiscono tra di loro per meno di 2 mm. Al raggiungimento del massimo livello deformativo ammesso durante la simulazione lo scostamento è pari a 11.5 mm.



Figura 5-37: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Dall'osservazione del grafico soprastante emerge che fino ad un *AP* pari a 27.7%, la risposta del pannello testato in laboratorio è caratterizzata da una differenza impercettibile rispetto a quella definita mediante l'analisi numerica del modello creato. Al termine della simulazione i risultati si scostano tra di loro per un valore prossimo a 1.5 mm.



Figura 5-38: Spostamento assiale [mm]del nodo 37 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Similmente ai punti precedenti, anche il nodo 37 della lamiera grecata inferiore riproduce molto bene il comportamento del medesimo punto sottoposto a test sperimentale per bassi livelli deformativi. Al contrario, per l'ultimo dato confrontabile la differenza di spostamento assiale è leggermente superiore al cm.



Figura 5-39: Spostamento assiale [mm]del nodo 76 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; In nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_6_2_CA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Per finire, dal monitoraggio dell'ultimo punto si è notato, ancora una volta, che per piccoli spostamenti la differenza della quota a cui si trovano i punti è minima (< 5 mm); inversamente, per l'ultima deformazione puntuale disponibile lo scarto è marcato (\approx 10.5 mm).

PR 13 2 MA R e simulazione numerica

Il confronto puntuale delle deformate è stato eseguito mediante l'osservazione di cinque punti appartenenti alle lamiere grecate inferiore e superiore, alla lamiera orizzontale superiore e a quella intermedia. Nell'immagine sottostante sono evidenziati in rosso i punti scelti; le loro coordinate sono espresse in forma tabulata (Figura 5-40 e Tabella 5-12).



Figura 5-40: Punti di riferimento rappresentati sul dispositivo sottoposto a prova di compressione monoassiale PR_13_2_MA_R (in alto) e sul modello (in basso)

Nodo	x[mm]	y[mm]	z[mm]
1-Lamiera orizzontale superiore	375.0	42.7	375.0
21-Lamiera grecata superiore	199.0	42.1	375.0
38-Lamiera grecata superiore	49.0	42.1	375.0
1-Lamiera grecata inferiore	0.0	20.9	375.0
76-Lamiera orizzontale intermedia	375	21.5	375.0

Tabella 5-12:Coordinate dei punti di riferimento scelti per un dispositivo a due livelli di tipo MA

t _{FEA} [s]	t [min]
0.00	0.00
0.01	3.77
0.02	7.55
0.03	11.32
0.04	15.10
0.05	18.87
0.06	22.65
0.07	26.42
0.08	30.20
0.09	33.98
0.10	37.76

Tabella 5-13: Istanti temporali a cui si fa riferimento per il monitoraggio delle deformate

La tabella soprastante riporta i tempi relativi alla simulazione numerica ed i corrispondenti istanti temporali legati alla prova di laboratorio (Tabella 5-13).

A seguito del tracciamento di linee di riferimento (in rosso) e della determinazione della loro lunghezza in condizioni indeformate del sistema, sono stati definiti opportuni fattori di scala (Figura 5-41 e Tabella 5-14).



Figura 5-41: Lunghezza delle linee di riferimento (in rosso) tracciate sul dispositivo a due livelli MA in configurazione indeformata

Nodo	y [mm]	l [mm]	Fattore di scala
1-Lamiera orizzontale superiore	42.70	47.77	0.89
21-Lamiera grecata superiore	42.10	46.27	0.91
38-Lamiera grecata superiore	42.10	50.02	0.84
1-Lamiera grecata inferiore	20.90	26.67	0.78
76-Lamiera orizzontale intermedia	21.50	23.89	0.90

 Tabella 5-14: Coordinata y dei nodi, lunghezza della linea di riferimento in configurazione indeformata e valore del fattore di scala

Dall'interpretazione dei seguenti grafici è possibile eseguire una prima stima della capacità dell'analisi numerica di riprodurre risultati rappresentativi della prova di laboratorio (Figura 5-42, Figura 5-43, Figura 5-44, Figura 5-45 e Figura 5-46).



Figura 5-42: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera orizzontale superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Per un livello di avanzamento della prova compreso tra 0 e 36.5%, il nodo 1 della lamiera orizzontale superiore, per quanto riguarda la prova sperimentale è caratterizzato da uno spostamento assiale più elevato rispetto a quello simulato tramite il codice FEM. Entro tale soglia lo scarto tra i dati in possesso è inferiore a 5 mm. Oltrepassata tale percentuale di AP, la situazione si inverte e lo spostamento assiale dei punti simulati supera quello del test di laboratorio. Per grandissimi spostamenti da differenza delle deformate raggiunge i 25 mm.



Figura 5-43: Spostamento assiale [mm]del nodo 21 (lamiera grecata superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Dal monitoraggio del nodo 21, appartenente alla lamiera grecata superiore, emerge una buona corrispondenza della risposta ottenuta mediante i due differenti mezzi d'indagine fino ad un livello di avanzamento della prova prossimo al 20%. Da questo valore in poi la differenza diventa via via più accentuata fino a raggiungere quasi 1 cm per un abbassamento del punzone di 38.7 mm.



Figura 5-44: Spostamento assiale [mm]del nodo 1 (lamiera grecata inferiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

In corrispondenza del punto 1 della lamiera grecata inferiore si ripresenta una situazione analoga a quella vista nel caso di un pannello ad un livello con core disposto secondo una configurazione RA; la simulazione restituisce un movimento in una direzione, mentre la prova di laboratorio in direzione opposta. Più specificamente, dalla simulazione si evince un graduale abbassamento del punto fino a circa il 45% di AP; oltre tale valore si assiste ad un sollevamento che comunque continua a mantenere il nodo al di sotto della quota a cui si trovava in configurazione indeformata. Relativamente alla prova sperimentale il nodo mantiene pressoché
la propria configurazione indeformata fino a circa il 30% di avanzamento della prova, successivamente si assiste ad un suo sollevamento fino al termine della prova. La differenza di spostamento assiale non supera mai i 10 mm, eccetto per il 90% di schiacciamento assiale del dispositivo(rispetto alla sua altezza totale) in cui è pari a 15 mm.



Figura 5-45: Spostamento assiale [mm]del nodo 38 (lamiera grecata superiore) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero si riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

Le curve riferite alla PR_13_2_MA_R ed alla simulazione numerica rappresentano un abbassamento del nodo 38 (della lamiera grecata superiore) per bassi livelli deformativi (30% per la prova sperimentale e 55% per l'analisi FEM) ed un successivo sollevamento all'avanzare del tempo. L'entità dello scarto è sempre inferiore al 10%, eccetto a circa il 50% di *AP* in cui assume un valore pari a 11.2 mm.



Figura 5-46: Spostamento assiale [mm]del nodo 76 (lamiera orizzontale intermedia) in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]; in nero riportano i dati inerenti la prova sperimentale PR_13_2_MA_R, in blu quelli pertinenti alla simulazione numerica

L'ultimo punto monitorato è il nodo 76 (lamiera orizzontale intermedia); in questo caso i punti hanno il medesimo comportamento nel senso che entrambi subiscono un sollevamento; la

differenza risiede nell'entità dello spostamento assiale. Lo scarto si mantiene al di sotto di 5 mm fino a circa il 30% di *AP*; superato tale valore, esso oscilla tra 7 mm e 19 mm.

All'interno degli Allegati B3, B4 e B5 si riportano, in forma tabulare, i dati relativi agli spostamenti nodali per la prova PR_5_2_AL_R, PR_6_2_CA_R, PR_13_2_MA_R e per l'analisi numerica. Sono contenute, inoltre, delle immagini che rappresentano le deformate dei pannelli reali e simulati per le diverse percentuali di *AP*.

5.2.3 Confronto in termini di carico trasmesso

Anche per i dispositivi a due livelli è stato necessario identificare il picco di carico rappresentativo del passaggio tra il tratto a comportamento elastico e quello a comportamento plastico, in entrambi i casi.

I pannelli ad un livello sono costituiti un grafico forza-spostamento assiale caratterizzati da un unico tratto pseudo-orizzontale in cui avviene la plasticizzazione del core grecato. I pannelli a due livelli, disponendo di due lamiere grecate non presentano un unico tratto plastico bensì due; il primo è legato alla plasticizzazione della lamiera grecata superiore, il secondo a quello della lastra grecata inferiore. In questo caso, dunque, per ciascuna curva è stato necessario definire due picchi tensionali differenti.

PR 5 2 AL R e simulazione numerica

Nel seguito si riporta la curva forza-spostamento relativa alla prova sperimentale ed alla simulazione numerica (Figura 5-47).



Figura 5-47: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova PR_5_2_AL_R ed alla simulazione numerica

Questo grafico, a differenza di quelli visti fino ad ora e degli altri che verranno presentati in seguito, rappresenta una situazione in cui il passaggio dal comportamento elastico a quello plastico avviene gradualmente nel tempo (all'avanzare della deformazione). Il carico assiale cresce progressivamente e non emerge una brusca variazione della pendenza tra il ramo elastico e quello plastico; questo implica l'impossibilità di individuare dei picchi tensionali. Si può comunque constatare come il modello segua bene l'andamento del test sperimentale.

PR 6 2 CA R e simulazione numerica

Nei due grafici successivi vengono rappresentati i picchi tensionali relativi alla prova di laboratorio ed alla simulazione numerica (Figura 5-48 e Figura 5-49).



Figura 5-48: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova PR_6_2_AL_R

I punti evidenziati nel grafico soprastante si riferiscono ai picchi tensionali dedotti dalla prova di laboratorio (14.92 kN e 34.16 kN). Noti i corrispondenti δ , a partire da essi sono stati definiti i relativi carichi assiali esercitati sul modello numerico. Per entrambi i picchi individuati, rispettivamente a 7.98 mm e 19.39 mm di spostamento assiale, il modello numerico presenta dei valori di *F* superiori a quelli risultanti dalla prova numerica (16.59 kN e 38.14 kN).



Figura 5-49: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla simulazione numerica

Nel grafico precedente sono riportati quattro punti significativi; i punti in blu rappresentano i picchi tensionali raggiunti in fase di simulazione numerica durante la transizione dal comportamento elastico a quello plastico (16.90 kN e 37.07 kN). I punti in nero si riferiscono al carico assiale relativo alla curva sperimentale (7.09 kN e 31.05 kN) per la medesima ascissa dei punti blu (4.30 mm e 18 mm).

La transizione dal comportamento elastico a quello plastico si manifesta prima lungo la curva numerica e successivamente lungo quella sperimentale; infatti il primo picco di carico trasmesso, relativamente alla curva blu, si raggiunge in corrispondenza di uno spostamento assiale pari a 4.30 mm mentre per quella nera si ha a 7.80 mm.

In questo caso, il primo picco di carico in output dalla simulazione numerica è traslato verso sinistra ed inoltre risulta essere maggiore rispetto a quello sperimentale (16.90 kN>16.59 kN).

PR 13 2 MA R e simulazione numerica

Di seguito si riportano i grafici tramite cui è stato possibile eseguire il confronto in termini di picchi tensionali relativamente ai risultati ottenuti dalle due differenti tipologie d'indagine viste all'interno del presente lavoro di tesi (Figura 5-50 e Figura 5-51).



Figura 5-50: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla prova PR_13_2_MA_R

Ugualmente a quanto visto per il pannello a due livelli di tipo Cross Arranged, la curva in output dalla simulazione numerica è caratterizzata da carichi assiali maggiori rispetto a quelli definiti mediante la prova di punzonamento. Per quanto riguarda il test sperimentale i valori di *F* corrispondenti al passaggio tra il comportamento elastico e quello plastico (15.80 kN e 25.90 kN) si sono manifestati in corrispondenza di δ pari a 7.63 mm e 19.30 mm.



Figura 5-51: Confronto dei picchi tensionali eseguito in riferimento alla simulazione numerica

Il grafico soprastante è, invece, rappresentativo del raggiungimento dei picchi di carico per simulazione numerica. In quest'ultimo caso, lo spostamento assiale rappresentativo del passaggio dal ramo elastico a quello plastico, a cui complete una deformazione plastica della lamiera grecata superiore, è inferiore rispetto a quello evidenziato dalla prova sperimentale. Quest'ultimo, infatti, è pari a 5.63 mm. Il secondo picco tensionale si manifesta a 19.30 mm di spostamento assiale per una F simulata pari a 28.69 kN, a fronte di 25.33 kN reale.

5.3 Conclusioni relative alla modellazione

Dal confronto tra le curve F- δ , per le diverse tipologie di pannelli analizzati, è emerso che i modelli dispongono di caratteristiche tali da riprodurre, complessivamente, delle risposte molto prossime a quelle ottenute in laboratorio.

Si è visto che a causa di alcune divergenze tra i dispositivi assemblati manualmente e quelli creati mediante l'ausilio del software, i grafici forza-spostamento presentano alcune differenze. In particolare, è stato possibile notare una variazione della pendenza, più o meno accentuata, del primo ramo elastico a causa problemi di natura prettamente geometrica; avanzando verso grandi spostamenti, generalmente oltre il 60% di avanzamento della prova, è emersa una significativa variazione della forma dei due grafici. Si è dedotto che, con elevata probabilità, tale scostamento è la conseguenza della mancata assegnazione di un criterio di rottura agli elementi di connessione che, in questo specifico ambito, sono rappresentati dai rivetti. Nel caso dei "difetti" di natura geometrica, pur cercando di scegliere accuratamente le lamiere in modo tale da ridurre al minimo le imperfezioni geometriche presenti, di realizzare dei prodotti finali quanto più possibile simili a quelli teorici e di ridurre al minimo l'eccentricità nell'applicazione del carico, non sarà mai possibile riprodurre sistemi reali identici a quelli simulati. Per quanto riguarda la questione dei rivetti, a questo problema si può "facilmente" rimediare attribuendo alle connessioni puntuali degli idonei criteri di rottura. In altri termini, pur lavorando sulla geometria del pannello esso presenterà sempre dei difetti residui ineliminabili; al contrario, il problema dei rivetti potrebbe essere superato mediante la definizione di un adeguato criterio di rottura rappresentativo della situazione reale.

Dopo aver esaminato il comportamento dei grafici F- δ , si è passati al confronto delle capacità dissipative dei dispositivi assorbitori sottoposti a prova di punzonamento e ad analisi agli elementi finiti. In entrambi i casi, sia i pannelli ad un livello che quelli a due strati hanno presentato delle capacità energetiche molto simili; lo scarto ε_{EA} , a riprova di quanto appena affermato, si è rivelato quasi sempre inferiore al 5% fino ad almeno il 70% di avanzamento della prova (schiacciamento di 15.26 mm nel caso di pannelli ad un livello e di 30.1 mm per dispositivi a due livelli). Una cospicua variazione in termini energetici è emersa esclusivamente

dal confronto tra la prova sperimentale e la simulazione numerica eseguite su un dispositivo a due livelli caratterizzato da una configurazione *CA*.

Infine, dal confronto tra i picchi tensionali si è rilevata un'attitudine del modello ad entrare in campo plastico per uno schiacciamento assiale superiore rispetto a quello per cui si verifica il passaggio dal campo elastico a quello plastico in ambito sperimentale.

Per le analisi condotte fino a questo momento, sia in laboratorio che mediante simulazioni numeriche, si è sempre fatto riferimento ad un punzone cilindrico caratterizzato da un diametro di 75 mm e da un'altezza di 100 mm. L'assunzione di un corpo rigido impattante dotato di tale geometria è giustificata dall'impossibilità conoscere a priori la forma e la dimensione del blocco. È parso molto interessante osservare come la variazione delle caratteristiche geometriche del punzone impattante si ripercuotano sulla risposta del dispositivo sottoposto ad un'azione dinamica. Il prossimo capitolo sarà dedicato alla valutazione di tale aspetto.

CAPITOLO 6

ULTERIORI ANALISI DI TIPO PARAMETRICO: EFFETTI DELLA GEOMETRIA DEL PUNZONE

Come detto nei capitolo precedenti, la risposta di un sistema dissipatore sollecitato mediante un'azione di tipo dinamico è di difficile valutazione: in accordo con quanto reperito in letteratura, per l'interpretazione della risposta di un pannello sottoposto ad un'azione impulsiva, sono state eseguite in prima battuta delle indagini di tipo pseudo-statico. Successivamente è stato validato un corrispondente modello numerico rappresentativo delle prove statiche.

Per l'esecuzione delle prove di compressione monoassiale è stato fondamentale adottare una serie di assunzioni semplificative di partenza, estese successivamente al modello numerico.

Le ipotesi iniziali, che hanno favorito la creazione di un punto di partenza per lo studio del comportamento dei dispositivi alveolari descritti al'interno del Capitolo 2, hanno interessato molteplici aspetti tra cui: la forma e la dimensione del blocco, l'area d'impatto del blocco con il pannello sandwich, la retta d'azione del carico ed il posizionamento del pannello all'interno della macchina di prova.

Poiché in laboratorio non è stato possibile (per questioni tecniche) variare la forma del punzone e la geometria delle lamiere si dovranno condurre a tal proposito delle analisi parametriche stimando, in funzione di tali parametri, i rispettivi valori di EA, F, deformazione, ecc.

In questo lavoro si è effettuata una semplice stima dell'effetto della geometria del punzone.

Lo scopo del presente capitolo è quello di comprendere come il comportamento dei pannelli sia influenzato dalla forma e dalla geometria del blocco impattante, ovvero *della variazione della risposta di un sistema dissipatore in funzione della geometria del punzone*.

Per perseguire tale obiettivo sono stati creati dei modelli numerici, rappresentativi dei dispositivi assemblati secondo lo schema *RA*, *CA* ed *MA*, caratterizzati da un punzone a forma di quarto di paraboloide ed uno a di forma di parallelepipedo retto a base quadrata. Le geometrie considerate non sono state scelte arbitrariamente, bensì in modo da cogliere le divergenze nella risposta in funzione, ad esempio, della spigolosità del masso schematizzato e dell'area di contatto tra blocco e pannello.

I seguenti paragrafi sono dedicati alla comparazione delle risposte ottenute dalle analisi numeriche agli elementi finiti, in termini di curve F- δ .

I numerosi test pseudo-statici eseguiti in laboratorio sono stati condotti facendo sempre riferimento ad un punzone cilindrico costituito da un diametro Φ di 150 mm ed un'altezza h' di 100 mm. Durante la creazione dei modelli agli elementi finiti, al fine di ricreare dei sistemi capaci di rispecchiare le condizioni di laboratorio, la geometria dell'elemento impattante è stata schematizzata mediante un quarto di punzone cilindrico.

Dal momento che il punzone rappresenta la schematizzazione di un blocco impattante, si è ritenuto opportuno adottare delle geometrie riconducibili alle forme che i massi possono assumere nella realtà. Si è inoltre conservata la simmetria assiale caratteristica delle prove al fine di rappresentare un quarto di struttura. Si è deciso quindi di optare per un punzone a forma di:

 un quarto di paraboloide, in modo da valutare la risposta del dispositivo a seguito dell'interazione con un blocco privo di spigolosità; un quarto di parallelepipedo retto a base quadrata, al fine di osservare la reazione del pannello a seguito dell'urto da parte di un masso dotato di spigoli vivi.

Al fine di ridurre i costi connessi all'acquisto del materiale per la realizzazione dei pannelli sandwich, di limitare il dispendio di tempo destinato alla realizzazione dei punzoni ed all'esecuzione delle prove di compressione monoassiale, si è optato per la sola esecuzione di analisi FEM.

La differenza rispetto ai modelli precedentemente creati (capitolo 4) risiede nelle sole caratteristiche geometriche del punzone. Quello parabolico è stato costruito mediante la rivoluzione di un ramo di parabola ellittica avente equazione $y=ax^2$ (con $a=100/75^2$), di 90° attorno all'asse y; quello a forma di parallelepipedo retto a base quadrata è stato realizzato mediante l'estrusione di una sezione rettangolare (75 mm x100 mm) di 75 mm in direzione z (Figura 6-1). In entrambi i casi si è mantenuto inalterato il rapporto altezza su larghezza del punzone impattante (100/75).



Figura 6-1: Proiezione ortogonale del punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata (a sinistra) e parabolico (a destra)

Per ciascuna tipologia di dispositivo è stata condotta un'analisi FE in riferimento alle differenti geometrie del punzone. Dal momento che fino ad ora è stato esaminato il comportamento di quattro tipologie di dispositivi (ad un livello (RA) ed a due livelli (RA, CA,MA)), è stato necessario creare in totale otto nuovi modelli. I risultati ottenuti da ciascuna simulazione, confrontati con quelli ottenuti dai quattro modelli visti in precedenza (Capitolo 4 e Capitolo 5) hanno consentito di effettuare le considerazioni discusse nel seguito.

6.1 Pannello sandwich ad un singolo livello (schema RA)

In Figura 6-2 è riportata la descrizione del comportamento del dispositivo *RA* al variare della forma del punzone, si mostra una rappresentazione grafica dei tre modelli numerici analizzati.



Figura 6-2: Modelli numerici per dispositivi di dissipazione energetica ad un livello assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta un modello costituito da un punzone cilindrico, in (b) assume una forma parabolica, in (c) è schematizzato come un parallelepipedo retto a base quadrata

È evidente come l'area di contatto cambi al variare della geometria del punzone. Nel caso (a) di punzone cilindrico, suddividendo l'area della sezione trasversale per 4 (per ricondursi al quarto di pannello), dalla relazione (6-1), l'area è data da:

$$A = \frac{\pi}{4} \cdot r^2 \tag{6-1}$$

in cui si fa riferimento ad un quarto di cilindro di raggio r. Svolgendo i calcoli l'area iniziale di contatto con la lamiera superiore è pari a 4418 mm². In (b) l'area di contatto è considerata essere puntiforme nell'istante iniziale di contatto per poi accrescersi secondo un settore di circonferenza via via crescente. Infine, dalla geometria euclidea, mediante la formula per il calcolo dell'area del quadrato, in (c) essa risulta essere 5625 mm².

Inoltre, mentre per (a) e (c) la superficie di interazione tra punzone e pannello si mantiene invariata all'aumentare dello schiacciamento assiale (poiché il quarto di cilindro e di parallelepipedo retto a base quadrata sono costituiti da una sezione trasversale di spessore costante lungo tutta l'altezza), in (b) essa cresce all'avanzare dell'abbassamento del punzone. Per quanto riguarda il volume, esso è stato calcolato ed i risultati sono illustrati in Tabella 6-1.

Geometria punzone	V [cm ³]
Quarto di cilindro	441.79
Quarto di parallelogrammo retto a base quadrata	562.50
Quarto di paraboloide	220.89

Tabella 6-1: Volume [mm³] di un quarto di punzone in funzione alle differenti geometrie

In primo luogo, è stato eseguito un confronto tra le curve forza-spostamento definite mediante le simulazioni numeriche relative al punzone parabolico e a forma di parallelepipedo retto a base quadrata e le prove sperimentali PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R (Figura 6-3 e Figura 6-4). In un secondo momento è stato eseguito un raffronto delle risposte numeriche tratte dalle analisi condotte sui modelli raffigurati in Figura 6-2 (Figura 6-5).



Figura 6-3: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR_4_1_AL_R; in blu, la curva sperimentale della PR_14_1_AL_R



Figura 6-4: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide; in nero, la curva sperimentale della PR_4_1_AL_R; in blu, la curva sperimentale della PR_14_1_AL_R

Dalla comparazione delle curve forza-spostamento assiale si è evinta una cospicua influenza delle caratteristiche geometriche del punzone sulla risposta deformativa del dispositivo. In particolare, dalla simulazione riferita al punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata si è desunta una certa similitudine nell'andamento della risposta rispetto a due delle prove sperimentali eseguite (Figura 6-4). Dal confronto dei risultati sperimentali con quelli simulati (questi ultimi relativi ad un punzone parabolico), si pone in luce una estrema variazione del comportamento del pannello sandwich (Figura 6-4).

Adottando una geometria parabolica, la curva F- δ tende a subire uno "schiacciamento" sull'asse orizzontale. Non sono inoltre evidenti picchi di carico che segnano l'alternanza tra il comportamento elastico e plastico del dispositivo, ma si nota una progressiva crescita di F con δ ; il legame tra la forza di compressione monoassiale e lo spostamento in direzione y è riconducibile ad un andamento di tipo pseudo-lineare dovuta alla natura puntiforme dell'area di contatto.



Figura 6-5: Confronto delle curve F-δ numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello ad un livello di tipo RA

Al fine di cogliere le divergenze e le affinità nel comportamento dei modelli rappresentati all'inizio del paragrafo, è sembrato vantaggioso riprodurre tutte e tre le curve F- δ all'interno del medesimo diagramma (Figura 6-5).

È immediatamente possibile dedurre che la risposta che più si avvicina a quella del punzone cilindrico è quello a forma di parallelepipedo. Al contrario, la sollecitazione applicata mediante il punzone parabolico implica una risposta completamente differente.

Nonostante le difformità le tre curve sono tutte accomunate da una perdita di regolarità per elevati livelli deformativi.

Nella Figura 6-18 sono raffigurate le configurazioni deformate dei pannelli per un AP pari al 90%.



Figura 6-6: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica ad un livello assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di un punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata

Si può notare come in tutt'e tre i casi rappresentati, lo spostamento U è maggiore lungo le estremità del dispositivo (a cui è assegnato un colore compreso tra arancione e rosso), con visibile accentuazione in corrispondenza della situazione (b). Ciò è conforme a quanto appare dai grafici soprastanti in cui lo spostamento assiale simulato, nel caso di punzone parabolico, raggiunge il massimo valore pari a 21 mm; al contrario delle situazioni (a) e (c) in cui si mantiene al di sotto dei 20 mm.

Di seguito si riporta un confronto energetico per i tre differenti casi all'avanzare della prova (Figura 6-7).



Figura 6-7: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]

La simulazione condotta facendo riferimento ad un punzone a forma di parallelepipedo ha restituito un valore di *EA* totale pari a 396 J (valore superiore a quello ottenuto mediante il punzone cilindrico). Anche dal punto di vista energetico, i risultati relativi al punzone parabolico sono notevolmente inferiori rispetto a quelli ottenuti negli altri due casi (64 J).

6.2 Pannello sandwich a due livelli (schema RA)

Nel seguito si illustra la geometria dei tre modelli esaminati con l'intento di comprendere come la risposta deformativa di un pannello sia vincolata alle caratteristiche dei blocchi impattanti (Figura 6-8).



Figura 6-8: Modelli numerici per dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta un modello costituito da un punzone cilindrico, in (b) assume una forma parabolica, in (c) è schematizzato come un parallelepipedo retto a base quadrata

In modo del tutto analogo a quanto visto per il pannello sandwich ad un livello, inizialmente è stata effettuata una comparazione tra le curve forza-spostamento numeriche e sperimentali (Figura 6-9 e Figura 6-10). Successivamente è sembrato interessante confrontare le tre risposte numeriche disponibili (Figura 6-11).



Figura 6-9: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR_5_2_AL_R



Figura 6-10: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide circolare; in nero, la curva sperimentale della PR_5_2_AL_R

I due grafici sopra riportati confermano ancora una volta che l'entità del carico assiale, a parità di spostamento, è condizionata dalla forma del corpo impattante e di conseguenza anche dalla dimensione dell'area di contatto tra quest'ultimo ed il dispositivo assorbitore.



Figura 6-11: Confronto delle curve F-ô numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello a due livelli di tipo RA

I due grafici sopra riportati confermano ancora una volta che l'entità del carico assiale, a parità di spostamento, è condizionata dalla forma del corpo impattante e di conseguenza anche dalla dimensione dell'area di contatto tra quest'ultimo ed il dispositivo assorbitore.

Dalla Figura 6-11 si riscontra una considerevole somiglianza tra le curva forza-spostamento in output dalle analisi numeriche condotte in riferimento ad un punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata ed un punzone cilindrico, nonostante il primo a differenza del secondo disponga di vertici in cui convergono tre spigoli a due a due ortogonali. A parte questa importante differenza, si ricorda che il rapporto h/Φ ed h/l sia per il solido di rotazione che per il poliedro è pari a 100/75 e che, per qualsiasi valore dell'ordinata $0 \le y \le 100$ mm, l'area della sezione trasversale (che per il parallelepipedo è leggermente superiore a quella del cilindro) resta invariata. Pur essendo il ramo di parabola caratterizzato dalla stessa altezza del cilindro e del parallelepipedo e da un parametro *a* tale che, per *y* = 100 mm *x* sia pari a 75 mm, per la simulazione condotta adottando tale geometria del punzone, la similitudine delle risposte viene meno. Ciò può essere giustificato dall'assenza di spigoli vivi interagenti con il pannello sandwich e dal minor volume occupato dal blocco ideale rispetto agli altri due casi.

Per i tre differenti modelli, dalle analisi numeriche, si è ottenuta la configurazione deformata illustrata in Figura 6-12.



Figura 6-12: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di un punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata

Coerentemente con quanto determinato dai grafici, anche in questo caso, il punzone parabolico comporta un maggiore sollevamento dei bordi del pannello sandwich.

Nella figura successiva si riporta l'energia assorbita dal pannello sandwich per i differenti livelli di avanzamento della prova (Figura 6-13).



Figura 6-13: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]

La variazione delle caratteristiche geometriche del punzone si è ripercossa sulla capacità di assorbimento energetico del dispositivo. Nel caso di punzone cilindrico ed a forma di parallelogramma l'energia dissipata è simile, ovvero 976 J per il punzone cilindrico e 1066 J per l'altro. L'EA del dispositivo per il punzone parabolico è circa quattro volte inferiore rispetto agli altri due casi raffigurati nel grafico soprastante, infatti è pari a 258 J.

6.3 Pannello sandwich a due livelli (schema CA)

In Figura 6-14 si riportano i modelli realizzati per valutare il comportamento del pannello sandwich a due livelli di tipo *CA* in funzione delle differenti geometrie del punzone.



Figura 6-14: Modelli numerici per dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione RA. In (a) si riporta un modello costituito da un punzone cilindrico, in (b) assume una forma parabolica, in (c) è schematizzato come un parallelepipedo retto a base quadrata

A seguito delle analisi agli elementi finiti è stato eseguito un confronto tra la curva sperimentale $PR_6_2_CA_R$ e le simulazioni numeriche condotte considerando dapprima il modello (b) e il (c) della figura soprastante (Figura 6-15 e Figura 6-16). Successivamente è stato creato un grafico di confronto tra i risultati dei modelli (a), (b) e (c) (Figura 6-17).



Figura 6-15: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR_6_2_CA_R



Figura 6-16: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide circolare; in nero, la curva sperimentale della PR_6_2_CA_R



Figura 6-17: Confronto delle curve F-δ numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello a due livelli di tipo CA

Le risposte raffigurate nei grafici appena illustrati consentono di confermare quanto osservato in precedenza, ossia che il punzone cilindrico e quello a forma di parallelepipedo restituiscono delle curve F- δ molto simili tra di loro; al contrario, il punzone parabolico fornisce una curva caratterizzata da valori di carico assiale molto inferiori rispetto a quelli legati agli altri due modelli. A differenza della curva relativa al modello (a) ed a (c), per quella in output da (b) non si manifestano dei picchi tensionali in corrispondenza di elevati livelli deformativi perché, probabilmente per via del volume ridotto del punzone e dell'assenza di spigoli lo stato tensionale raggiunto a livello dei rivetti è inferiore rispetto a quello generato dall'impatto di un punzone cilindrico o a forma di parallelepipedo.

Di seguito si raffigura la configurazione deformata, simulata dal software agli elementi finiti, per i tre modelli numerici analizzati (Figura 6-18).



Figura 6-18: Configurazione deformata dei dispositivi di dissipazione energetica a due livelli assemblati secondo una configurazione CA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di un punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata

In Figura 6-19 si illustrano tre curve relative ai modelli analizzati in riferimento ai tre differenti punzoni.



Figura 6-19: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]

Dal confronto delle tre curve emerge che il punzone a forma di parallelepipedo implica una dissipazione energetica di 2264 J, a fronte dei 1940 J del punzone cilindrico e dei 587 J di quello parabolico.

6.4 Pannello sandwich a due livelli (schema MA)

L'ultima configurazione testata è quella rappresentativa di pannelli a due livelli, assemblati secondo lamiere grecate specchiate tra di loro (MA).

Dalle simulazioni condotte è stato possibile estrarre le curve F- δ , rappresentative del legame tra lo spostamento assiale ed il relativo carico e, successivamente, eseguire un confronto con i risultati della PR_13_2_MA_R, oltre che tra le simulazioni (Figura 6-20, Figura 6-21 e Figura 6-22).



Figura 6-20: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di parallelepipedo retto a base quadrata; in nero, la curva sperimentale della PR_13_2_MA_R



Figura 6-21: Andamento della forza F [kN] in funzione dello spostamento assiale. In rosso, la curva numerica relativa ad un punzone a forma di quarto di paraboloide circolare; in nero, la curva sperimentale della PR_13_2_MA_R



Figura 6-22: Confronto delle curve F-δ numeriche con punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata, cilindrico e parabolico per un pannello a due livelli di tipo MA

In quest'ultimo caso risulta valido quanto detto per le analisi eseguite sugli altri pannelli ovvero che il punzone cilindrico e quello a forma di parallelepipedo retto a base quadrata forniscono delle risposte molto simili tra di loro, mentre il punzone parabolico implica un comportamento del dispositivo che si allontana dagli altri due esaminati.

Tale divergenza nelle risposte si evince anche dall'osservazione delle configurazioni deformate in output dalle tre simulazioni numeriche effettuate (Figura 6-23).



secondo una configurazione deformata del dispositivi di dissipazione energetica a due inveni assemblati secondo una configurazione MA. In (a) si riporta deformazione relativa al panello sollecitato da un punzone cilindrico, in (b) la configurazione deformata del medesimo dispositivo sollecitato tramite un punzone di forma parabolica, in (c) è raffigurata la deformazione di un dispositivo a seguito di un impatto da parte di un punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata

Di seguito si riporta il grafico EA-AP per le tre simulazioni numeriche condotte (Figura 6-24).



Figura 6-24: Confronto dell'energia dissipata [J] in funzione dell'avanzamento della prova AP [%]

Anche in quest'ultimo caso l'*EA* risultante dalla simulazione eseguita in riferimento al punzone a forma di parallelepipedo ha restituito il valore più elevato tra i tre (1247 J per il punzone a forma di parallelepipedo, 1116 J per il punzone cilindrico e 316 J).

In conclusione, dal confronto delle differenti risposte dei pannelli sottoposti a sollecitazioni di tipo impulsivo, è scaturito che il loro comportamento è sensibilmente vincolato alle caratteristiche geometriche dei corpi rigidi impattanti ed all'area coinvolta durante la collisione.

CONCLUSIONI

Lo scopo del presente lavoro di tesi, così come indicato nel titolo, ha riguardato la validazione numerica del comportamento sperimentale di un sistema di dissipazione energetica nell'ambito caduta massi. Per perseguire tale obiettivo è stato essenziale articolare il lavoro in più fasi. In primo luogo sono stati introdotti concetti generali relativi al fenomeno della caduta massi, allo studio del rischio ed in particolar modo della vulnerabilità dei manufatti edilizi esposti a questo tipo di rischio naturale.

È stato quindi introdotto l'argomento dei dispositivi di assorbimento energetico sollecitati mediante azioni di tipo dinamico. Poiché essi devono essere in grado di sopportare elevati carichi d'impatto per la loro realizzazione è stata evidenziata l'importanza di adottare materiali e geometrie in grado di favorire elevate capacità di deformazione plastica e di duttilità (ad esempio acciai, leghe di alluminio o materiali di natura polimerica). Si è sottolineato come la capacità di un dissipatore di adempiere alla funzione per cui è stato realizzato è connessa all'energia da esso assorbita (EA) e quindi dissipata in seguito all'urto da parte di un corpo impattante. Il dispositivo dissipatore qui presentato (ideato da un gruppo di ricerca del Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Edile e Geotecnica) è costituito dalla combinazione di lamiere lisce e grecate in cui ogni strato è composto da un'anima grecata interposta tra due lamiere lisce, questo schema di assemblaggio in letteratura coincide con quello dei pannelli di tipo alveolare.

La prima attività svolta nel seguente lavoro è stata l'interpretazione di una serie di prove sperimentali di punzonamento pseudo-statico su tale dispositivo condotte dal team del DISEG. La scelta di eseguire prove in campo statico (dettata da motivi di comodità, semplicità e facilità di interpretazione) è stata accompagnata da ulteriori ipotesi semplificative relative alla geometria del punzone, alla collocazione orizzontale del pannello all'interno della macchina di prova (che nella realtà è stato per essere installato in verticale), al punto ed alla velocità di applicazione del carico assiale.

Questi test hanno consentito la comprensione dei processi deformativi alla base della dissipazione energetica. Grazie a video e immagini è stato possibile seguire passo per passo l'insorgere e la propagazione delle cerniere plastiche con riferimento a prove su singolo e doppio livello, con configurazione RA, $MA \in CA$. Per ogni prova è stato ottenuto il grafico $F-\delta$ in base al quale è stata calcolata l'EA, la SEA_m e la SEA_V .

Ad esempio, dal confronto dei risultati di due delle prove eseguite facendo riferimento alla medesima configurazione (PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R), si è rivelata una bassissima dispersione dei dati sperimentali nonostante le imprecisioni relative al processo di assemblaggio manuale.

Le prove di punzonamento condotte sui dispositivi a due livelli hanno consentito di comprendere come, nonostante i dispositivi siano costituiti dallo stesso materiale (acciaio DX51D) e abbiano la medesima altezza totale, le stesse modalità di assemblaggio e uguali condizioni di prova, l'orientamento dell'anima giochi un ruolo fondamentale nei confronti delle capacità di dissipazione energetica del pannello sandwich. In particolare all'aumentare della rigidezza del dispositivo, crescente passando dalla configurazione RA a quella MA e per finire a quella CA, si è evidenziato un incremento di EA e della forza trasmessa F.

La seconda attività svolta nella tesi ha riguardato la validazione di un modello *FEM* rappresentativo dei test sperimentali condotti in laboratorio. Ciò ha comportato la realizzazione di alcuni modelli relativi sia alle prove su singolo livello che su quello doppio. Al fine di definire i parametri meccanici (E, f_y , f_u , ε_y ed ε_u) sono state eseguite delle prove di caratterizzazione del materiale.

I modelli numerici sono stati realizzati in modo tale da riprodurre, quanto più fedelmente possibile, i risultati delle prove di laboratorio. Inizialmente, non disponendo di informazioni relative al coefficiente d'attrito tra le superfici a contatto, sono state eseguite alcune simulazioni facendo variare tale parametro e confrontando, di volta in volta, la curva F- δ in output dall'analisi con quella sperimentale fino ad individuare la risposta con l'andamento più vicino a quello ottenuto in laboratorio. Fissato questo parametro, grazie anche ad apposite prove sperimentali, sono state eseguite le analisi numeriche per ciascuno dei modelli creati.

Anche per i test simulati sono state estrapolate le curve forza-spostamento a partire dalle quali è stato possibile determinare l'energia dissipata al progredire dell'avanzamento della prova. Disponendo dei dati sperimentali e di quelli numerici è stato possibile avviare il processo di validazione eseguendo un confronto dei risultati in termini energetici, deformativi e di carichi trasmessi.

Il confronto energetico è stato realizzato valutando lo scostamento tra l'energia assorbita dai dispositivi mediante le prove sperimentali e quella definita numericamente per le diverse percentuali di deformazione assiale. Per cogliere immediatamente la divergenza dei dati ottenuti è stata definita una stima percentuale della differenza delle energie assorbite, normalizzata rispetto all'energia totale risultante dalle indagini pseudo-statiche.

Si è osservato che sia i pannelli ad un livello che quelli a due strati hanno presentato delle capacità energetiche molto simili a quelle definite dalle prove di laboratorio; lo scarto ε_{EA} , per livelli di *AP* inferiore al 70%, si è rivelato inferiore ad un valore soglia, fissato essere pari al 5%. Una cospicua variazione in termini di assorbimento energetico è emersa esclusivamente dal confronto tra la prova sperimentale e la simulazione numerica eseguite su un dispositivo a due livelli caratterizzato da una configurazione *CA*. Tale divergenza è dovuta alla maggiore rigidezza del sistema ed ala mancata definizione di un criterio di rottura dei rivetti nel modello numerico. La tabella sottostante riassume i valori di *EA* (sperimentali e numerici) per il massimo schiacciamento assiale raggiunto dai differenti dispositivi assorbitori ed il rispettivo scarto energetico (Tabella 7-1).

Dispositivo	δ [mm]	EA _{Sperim.} [J]	EA _{Num.} [J]	ε _{εΑ} [%]
1 livello - RA	19.03	493	379	15.65
2 livelli - RA	37.00	972	769	20.90
2 livelli - CA	38.20	1341	1838	37.05
2 livelli - MA	38.52	932	1110	19.11

Tabella 7-1: Valori sperimentali e numerici di EA[J] e scarto energetico ϵ_{EA} [%] in funzione di δ [mm]

Il secondo passo nel processo di validazione è consistito nella valutazione della deformazione dei pannelli in riferimento a punti significativi opportunamente scelti al fine di essere monitorati durante l'esecuzione delle prove di punzonamento e delle analisi numeriche. Tale operazione ha permesso di confermare ancora una volta che, per elevati livelli deformativi, la risposta del modello si allontana da quella del dispositivo testato in laboratorio. Inoltre, si è notato che la rispondenza tra i risultati ottenuti è influenzata dalla posizione occupata dai punti osservati.

Infine, si è proseguito con la determinazione dell'entità del carico e della rispettiva deformazione per cui i dissipatori iniziano a sfruttare le proprie risorse plastiche. Si è visto che i modelli numerici tendono ad entrare in campo plastico per uno schiacciamento assiale superiore rispetto a quello sperimentale (Tabella 7-2, Tabella 7-3).

	1° picco sperimentale		2° picco sperimentale			
	δ [mm]	F _{Sperim.} [kN]	F _{Num.} [kN]	δ [mm]	F _{Sperim.} [kN]	F _{Num.} [kN]
1 livello - RA	4.73	16.79	16.31	-	-	-
2 livelli - RA	Assenza di picchi; graduale aumento di F all'avanzare della prova					
2 livelli - CA	7.98	14.92	16.59	19.39	34.16	38.14
2 livelli - MA	7.63	15.8	16.5	19.3	25.9	28.35

Tabella 7-2: Carico trasmesso F_{Sperim} [kN] in corrispondenza del passaggio tra comportamento elastico e plastico per la curva sperimentale e relativo spostamento assiale δ [kN]; F_{Num} [kN] si riferisce al carico trasmesso numericamente per il medesimo valore di δ [kN]

	1° picco numerico		2° picco numerico			
	δ [mm]	F _{Sperim.} [kN]	F _{Num.} [kN]	δ [mm]	F _{Sperim.} [kN]	F _{Num.} [kN]
1 livello - RA	6.39	16.27	16.76	-	-	-
2 livelli - RA	Assenza	di picchi; grad	uale aument	o di F all'a	vanzare della s	simulazione
2 livelli - CA	4.30	7.09	16.90	18.00	31.05	37.07
2 livelli - MA	5.63	13.19	15.67	19.46	25.33	28.69

Tabella 7-3: Carico trasmesso F_{Num} [kN] in corrispondenza del passaggio tra comportamento elastico e plastico per la curva numerica e relativo spostamento assiale δ [kN]; F_{Sperim} [kN] si riferisce al carico trasmesso sperimentalmente per il medesimo valore di δ [kN]

Al termine del confronto tra i diversi dati disponibili, si è individuata una carenza del modello relativamente agli elementi di connessione; la mancata attribuzione di uno specifico criterio di rottura è probabilmente una delle cause per cui, per grandi spostamenti, l'analisi FEM simula una risposta differente rispetto a quella sperimentale.

In seguito alla taratura del modello, sono state condotte alcune analisi parametriche allo scopo di esaminare la variazione della risposta di un sistema dissipatore in funzione delle caratteristiche geometriche del punzone. Per ragioni di natura economica e di risparmio in termini di tempo, la differenza di comportamento è stata valutata esclusivamente mediante l'analisi numerica agli elementi finiti. Ricordando che l'azione del punzone riproduce quella di un blocco impattante, le sue nuove caratteristiche geometriche sono state scelte in modo da richiamare quelle che un blocco può assumere nella realtà. Al fine di comprendere l'influenza della spigolosità e dell'area di contatto tra il corpo impattante ed il pannello si è pensato di adottare un punzone a forma di quarto di paraboloide ed uno a di forma di parallelepipedo retto a base quadrata. Dalla comparazione delle curve $F - \delta$, in riferimento ai differenti punzoni, è scaturito che il comportamento dei pannelli sandwich è sensibilmente vincolato alle caratteristiche geometriche dei corpi rigidi impattanti ed all'area coinvolta durante la collisione. Dal punto di vista energetico è emerso che, al termine della simulazione, l'EA è maggiore nel caso di punzone a forma di parallelepipedo retto a base quadrata (396 J per pannelli ad un livello di tipo RA,1066 J per dispositivi a due livelli RA, 2264 J per pannelli a due livelli assemblati secondo lo schema CA e, infine, 1247 J per quelli a due livelli di tipo MA). Nel caso di punzone parabolico, l'energia assorbita è risultata circa quattro volte inferiore rispetto ai dati forniti dalle simulazioni condotte in riferimento alle altre geometrie del punzone (64 J per pannelli ad un livello RA, 258 J per sistemi a due livelli assemblati secondo la configurazione RA, 587 J per pannelli a due livelli di tipo CA e 316 J per dispositivi a due livelli MA).

Un possibile sviluppo del presente elaborato potrebbe consistere nella realizzazione di test di tipo dinamico e conseguente modellazione numerica; si potrebbe anche indirizzare lo studio verso la valutazione delle sollecitazioni agenti sul substrato e sul sistema di ancoraggio dispositivo/edificio.

BIBLIOGRAFIA

AA.VV., 2005, "*Recommandations – protection des objets contre les dangers naturels gravitationells*", Berna, Association des établissements cantonaux d'assurance incendie.

Brauer J. R., 1992, "Analisi agli elementi finiti", Edizione italiana tradotta Tognoni e revisionata da Girotti A., Milano, Tecniche Nuove.

Bevilacqua R., Bini D., Capovani M., Menchi O., 1992, "Metodi numerici", Bologna, Zanichelli Editore S.P.A.

Callister W.D. Jr, 2000, "Materials Science and Engineering: an introduction", New York, Wiley.

Canuti P. e Casagli N., 1996, "Considerazioni sulla valutazione del rischio di frana", estratto da "Fenomeni franosi e centri abitati" Atti del convegno di Bologna del 27 Maggio 1994 - CNR - GNDCI - Regione Emilia Romagna.

Carpinteri A., 1992, "Scienza delle costruzioni 1", Bologna, Pitagora Editrice.

Carpinteri A., 1992, "Scienza delle costruzioni 2", Bologna, Pitagora Editrice.

Corominas J., Van Westen C., Frattini P., Cascini L., Malet J.-P., Fotopoulou S., Catani F., Van Den Eeckhaut M., Mavrouli O., Agliardi F., Pitilakis K., Winter M. G., Pastor M., Ferlisi S., Tofani V., Hervás J., Smith J. T., 2014, "*Recommendations for the quantitative analysis of landslide risk*", Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 73:209–263.

Corominas J., Copons R., Moya J., Vilaplana J. M., Altimir J., Amigò J.,2005, "Quantitative assessment of the residual risk in a rockfall protected area", in Landslides 2:343–357.

Cruden D. M., Varnes D. J., 1996, "*Landslide types and processes*" in Landslides investigation and mitigation, Transportation research board, National Research, Washington, DC, Special Report 247:36-75.

Dassault Systémes, Simulia, "ABAQUS/CAE User's Manual".

De Biagi V., Napoli M.L., Barbero M., 2017, "A quantitative approach for the evaluation of rockfall risk on buildings", Springer, Pericoli naturali 88(2), 1059-1086.

Decreto Legge 11/06/1998 N° 180, Gazzetta Ufficiale.

Del Maschio L., Gozza G., Piacentini D., Pizziolo M., Soldati M., 2007, "*Previsione delle traiettorie di blocchi mobilizzati da frane di crollo: applicazione e confronto di modelli*", in Giornale di Geologia Applicata 6:33-44.

Fell R., 1994, "Landslide risk assessment and acceptable risk", in Canadian Geotechnical Journal, NRC Research Press, 31:261-272.

Gibson L. J., Ashby M. F., 1997, "Cellular Solids, Structure and Properties", Second edition, Cambridge, Cambridge University Press.

Glade T., 2003, "Vulnerability Assessment in Landslide Risk Analisy", Die Erde 134(2):126-143.

Hungr. O., Evans M. J., Bovis M. J., Hutchinson J.N., 2001, "A review of the Classification of Landslides of the Flow Type", Environmental & Engineering Geoscience, Volume 7, 3:221-238.

Lu G., Yu T., 2003, "Energy absorption of structures and materials", Cambridge Woodhead Publishing.

Materiale didattico disponibile dal Corso di *Meccanica delle Rocce,* fornito dalla prof.ssa Monica Barbero, A.A. 2015/2016.

Materiale didattico disponibile dal Corso di *Stabilità dei pendii*, fornito dalla prof.ssa Marina Pirulli, A.A. 2016/2017.

Materiale didattico disponibile dal Corso di *Metodi numerici e statistici per l'ingegneria,* fornito dalla prof.ssa Silvia Falletta, A.A. 2013/2014.

Materiale didattico disponibile dal Corso di *Numerical Methods in Geotechical Engineering*, fornito dal prof. Marco Barla, A.A. 2017/2018.

Paronuzzi P., Serafini W., 2005, "Influenza dei ponti di roccia nei processi di crollo di massi", Italian Journal of Engineering Geology end Environment, Sapienza università editrice.

Shackelford J. F., 2009, "Intoduction to materials science for engineers", Pearson Paravia Bruno Mondadori S.p.A., Edizione italiana a cura di Alberto D'Amore.

UNI EN ISO 6892-1-2016, "Materiali metallici - prova di trazione – Parte 1: Metodo di prova a temperatura ambiente".

Vallero G., A.A. 2016/2017, "Studio di una soluzione innovativa per la riduzione della vulnerabilità strutturale da caduta massi", Tesi di laura magistrale in Ingegneria Edile, Torino.

Van Westen C.J., Alkema D., Damen M.C.J., Kerle N., Kingma N.C., 2011, "Multi-hazard risk assessment", United Nations University, ITC School on Disaster Geoinformation Management.

Varnes D. J., 1978, "*Slope movement types and processes*" in Landslides analysis and conrol, Transportation research board, National Academy of Sciences, Washington, DC, Special Report 176:11-33.

Varnes D.J., 1984. "Landslide hazard zonation: a review of principles and practice", UNESCO, Parigi.

Yang H, Sinha SK, Feng Y, McCallen DB, Jeremić B., 2018, "Energy dissipation analysis of elastic-plastic materials".

Zienkiewicz O. C. ,Taylor L. R., 2000, "The finite element method", Quinta edizione, Vol.1, Oxford, Butterworth-Heinemann.

Zienkiewicz O. C. ,Taylor L. R., 2000, "The finite element method", Quinta edizione, Vol.2, Oxford, Butterworth-Heinemann.

SITOGRAFIA

http://www.afs.enea.it http://www.arpa.piemonte.it/ https://www.cel.eu/it/home http://www.engeology.eu/ https://www.gmpe.it/ http://www.isprambiente.gov.it/it http://www.plasticomsrl.it http://www.planetmountain.cpm http://www.protezionecivile.gov.

ALLEGATI

Allegato A1

Allegato A1: Test_08_10_2018-2

Interpretazione grafici: Figura 3-9 e Figura 3-10

Analogamente a quanto visto per il test precedente, il punto 1 segna il passaggio da una condizione di reversibilità ad una di irreversibilità, mediante la formazione di cerniere plastiche; il punto 2 implica la messa in contatto tra le cerniere, il piano della macchina ed il punzone (Figura A1- 1); infine, il punto 3 coincide con l'istante di interruzione della prova.





Figura A1-1: Formazione e crescita delle cerniere plastiche al di sotto del punzone

Nella figura soprastante è raffigurata l'evoluzione delle tre cerniere plastiche, comparse a 4.83 minuti dall'inizio della prova, per un carico assiale di 9.67 kN. In alto, è possibile notare come la cerniera plastica, idealmente attraversata dall'asse longitudinale del punzone, a seguito del contatto con lo strato di teflon, interposto tra lamiera e punzone, si propaga nella direzione ortogonale al foglio; in basso, in entrambi i casi, a seguito della propagazione delle cerniere verso il basso, si raffigura la situazione per cui avviene il contatto con il piano della macchina. L'area di contatto tra cerniere, piano della macchina e punzone tende a subire un incremento

graduale nel tempo (Figura A1-2).



Figura A1-2: Crescita progressiva delle cerniere plastiche e graduale incremento dell'area di contatto

Anche in questo caso, il tratto compreso tra 1 e 2 è caratterizzato da una notevole riduzione del carico assiale all'aumentare dello spostamento.

Lungo il tratto 2-3, il grafico F- δ presenta una zona a marcata curvatura dovuta al sollevamento di una porzione della lamiera grecata. La prova viene arrestata al raggiungimento di una deformazione del 95.8%, per un carico di 52.98 kN (Figura A1-3).



Figura A1- 3: Deformazione della lamiera grecata a seguito dell'interruzione della prova di punzonamento

Energie dissipate

Nella tabella sottostante si riportano l'energia assorbita, l'energia specifica e la densità di energia al progredire dello schiacciamento del pannello (Tabella A1- 1).

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _v [kJ/m³]
10	2.060	5.15	0.000	0.00
20	4.120	20.85	0.002	0.46
30	6.180	40.43	0.006	1.85
40	8.240	58.15	0.012	3.59
50	10.300	72.19	0.017	5.17
55	11.330	77.75	0.021	6.42
60	12.360	82.38	0.023	6.91
65	13.390	86.33	0.024	7.32
70	14.420	89.95	0.026	7.67
75	15.450	96.36	0.027	8.00
80	16.480	113.43	0.029	8.57
85	17.510	134.81	0.034	10.08
90	18.540	155.04	0.040	11.98
95	19.570	178.75	0.046	13.78
95.80	19.738	186.44	0.049	14.53
100	_	_	_	_

Tabella A1- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP

Allegato A2: Prova PR_4_1_RA_R

Interpretazione grafici: Figura 3-13 e Figura 3-14

Si ricorda che la prova, eseguita su un pannello sandwich ad un livello assemblato mediante rivetti secondo una configurazione RA, è stata arrestata a 16.38 minuti dall'istante di avvio, in corrispondenza di una deformazione pari al 75.20% di quella totale e per un carico assiale di 49.96 kN. Il punto 1 segna il passaggio tra il comportamento elastico ed il comportamento plastico del pannello, sottoposto ad un carico pseudo-statico applicato in corrispondenza del suo baricentro geometrico.

Il punto 2 rappresenta, invece, il punto per cui si assiste al trasferimento del carico dalla lamiera grecata a quella orizzontale a contatto con il piano della macchina.

Infine, il punto 3 è rappresentativo della condizione raggiunta in fase di interruzione della prova.

Nel tratto compreso tra l'inizio e il punto 1, la lamiera orizzontale subisce una deformazione reversibile; sempre lungo questo tratto, il carico viene gradualmente trasferito dalla lamiera orizzontale superiore a quella grecata. Si nota la presenza di un legame pressoché lineare tra forza e spostamento (ed analogamente per il tempo). Al raggiungimento del punto 1, a 4.47 minuti dall'avvio della prova e per un carico assiale di 14.99 kN, si assiste alla formazione del primo livello di cerniere plastiche.

Il tratto compreso tra 1 e 2 è caratterizzato dal raggiungimento di un plateau tensionale, il cui valore medio è circa pari a 48.40 kN; in realtà, lungo questo tratto si assiste ad una lieve decrescita della tensione all'aumentare dello schiacciamento del dispositivo ed una successiva crescita. Lungo questo intervallo, le cerniere tendono ad incrementare la propria dimensione fino al contatto con le lamiere orizzontali. All'istante in cui avviene il contatto tra le cerniere e gli strati esterni del pannello, in corrispondenza del punto 2, il carico viene trasferito alla lamiera inferiore che subisce una deformazione elastica crescente fino a quando la prova non viene arrestata.

Osservando i grafici, si riscontra la presenza di alcune anomalie che contribuiscono allo scostamento dal comportamento ideale, descritto all'interno del Capitolo 2. La prima anomalia si individua a 12.05 minuti dall'inizio della prova in cui si assiste al sollevamento del lembo di pannello non rivettato dinnanzi al punzone (Figura A2- 1). A rigor di logica, essendo il pannello simmetrico e caricato simmetricamente, il sollevamento dovrebbe avvenire simultaneamente da entrambi i lati; ciò non accade perché, pur cercando di riprodurre una situazione quanto più simmetrica possibile, nella realtà subentrano una serie di fattori tra cui numerose imperfezioni geometriche e l'eccentricità nell'applicazione del carico.



Figura A2-1: Sollevamento di un lembo della lastra superiore del pannello sandwich

La seconda anomalia si riscontra verso la parte terminale della curva, per uno spostamento compreso tra 14.2 mm e 16.4 mm; questo particolare andamento è legato agli effetti di bordo che, man mano che ci si sposta verso grandi spostamenti, diventano sempre più importanti.

In Figura A3- 3 si riporta uno schema rappresentativo della nascita e dell'evoluzione delle cerniere plastiche all'avanzare della prova e dunque dello schiacciamento assiale del dispositivo.



Figura A2- 2: Schema rappresentativo della formazione delle cerniere plastiche in corrispondenza del core grecato; in (a) sono evidenziati i punti in cui si formano le cerniere plastiche del primo ordine, in (b) sono evidenziate le cerniere plastiche del secondo ordine in fase di propagazione

Coerentemente con quanto emerso dalle prove pseudo-statiche, le cerniere plastiche non si formano tutte allo stesso istante temporale; inizialmente si plasticizzano gli spigoli (a) e, successivamente, in corrispondenza dei segmenti orizzontali delle celle trapezoidali si generano delle cerniere di secondo ordine (b) che si propagano fino ad entrare in contatto con le lamiere orizzontali inferiore e superiore del pannello. Al fine di rendere più chiara la rappresentazione, in (b) le cerniere del primo ordine vengono indicate in nero, quelle del secondo ordine in rosso.

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _V [kJ/m ³]
0	0.00	0.00	0.000	0.00
10	2.18	12.77	0.001	1.07
20	4.36	43.02	0.005	3.61
30	6.54	74.53	0.009	6.25
40	8.72	102.69	0.012	8.61
50	10.90	130.56	0.015	10.95
55	11.99	145.27	0.017	12.18
60	13.08	164.10	0.019	13.76
65	14.17	201.87	0.023	16.93
70	15.26	248.48	0.029	20.84
75	16.35	292.28	0.034	24.51
75.30	16.40	294.65	0.034	24.71
100	-	-	-	-

Energie dissipate

Tabella A2-1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP

Allegato A3: Prova PR 14 1 RA R

Interpretazione grafici: Figura 3-15 e Figura 3-16

A differenza della prova precedentemente definita, in questo caso lo schiacciamento assiale massimo raggiunto è notevolmente più alta (pari al 95.3% di quella totale).

Analogamente a quanto visto prima, i tre punti segnano l'alternanza tra tratti a comportamento elastico e tratti a comportamento plastico. Il primo tratto, ovvero quello compreso tra l'inizio della prova ed il punto 1, è ulteriormente suddivisibile in due parti. Allo scopo di individuare in modo chiaro i due tratti, nella figura sottostante, sono stati tracciati dei segmenti tangenti ai due tratti a pendenza differente (Figura A3-1).



Figura A3-1: Suddivisione in tratti del ramo elastico

La prima parte (IA), a pendenza minore, è dovuta alla necessità di mettere in contatto la lamiera orizzontale superiore con la greca; in teoria, queste due lamiere dovrebbero essere a contatto già prima dell'inizio della prova ma, questa condizione è venuta meno per via di difetti legati alla geometria delle lamiere usate per l'assemblaggio del dispositivo (Figura A3-2).



Figura A3-2: Condizione iniziale di prova – assenza di contatto tra lastra superiore e lamiera grecata

A seguito della messa in contatto, parte il secondo tratto (1B) a pendenza maggiore; quest'ultimo indica la presenza di una deformazione reversibile della lastra orizzontale superiore ed un progressivo trasferimento del carico al core.

In corrispondenza del punto 1, compare il primo ed unico livello di cerniere plastiche che, propagandosi, entra in contatto con le lamiere orizzontali. Nella figura sottostante si riportano le tre cerniere plastiche che si sviluppano lungo il tratto pseudo-orizzontale (Figura A3-3).

Allegato A3





Figura A3- 3: Formazione e crescita delle cerniere plastiche

Nella Figura A3- 3 è possibile apprezzare la formazione della cerniera plastica idealmente attraversata dall'asse longitudinale del punzone che, propagandosi, entra in contatto con la lamiera orizzontale superiore; in basso, sia a sinistra che a destra, si riportano le due cerniere plastiche nate al di sotto del punzone e che, al raggiungimento di una deformazione pari al 57% di quella totale, raggiungono la lamiera orizzontale inferiore. Le tre cerniere sopra riportate fanno riferimento ad istanti temporali differenti infatti, la prima viene raffigurata in fase di formazione, mentre le altre due in fase di propagazione.

Lungo l'intervallo in cui il carico si stabilizza attorno ad un valore costante di circa 16 kN, è possibile individuare una temporanea perdita della linearità della curva (all'istante 10.20 minuti) attribuibile al sollevamento del lembo di lamiera davanti al punzone (Figura A3-4).



Figura A3- 4: Sollevamento di un lembo della lastra superiore del pannello sandwich

La crescita del carico riprende al raggiungimento di uno spostamento complessivo del pannello di 12.23 mm, ovvero in corrispondenza del punto 2.

Infine, la porzione di curva compresa tra i punti 2 e 3 è rappresentativa della deformazione elastica subita dallo strato inferiore del dispositivo di assorbimento energetico. Lungo quest'ultimo tratto, si risente degli effetti di bordo, i quali comportano una perdita della linearità nell'andamento della curva $F-\delta$ per grandi spostamenti (Figura A3- 5).



Figura A3- 5: Anomalia nell'andamento della curva F-ò dovuta ad effetti di bordo

Al termine della prova, in corrispondenza del punto 3, il pannello assume la configurazione deformata riportata di seguito (Figura A3-6).



Figura A3- 6: Deformazione del pannello a seguito dell'interruzione della prova di punzonamento – a sinistra - e dell'estrazione dalla macchina – a destra

Essendo le prove PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R eseguite su pannelli assemblati secondo la medesima configurazione, anche in questo caso vale lo schema rappresentato in Figura A2- 2.

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _v [kJ/m ³]
0	0.00	0.00	0.000	0.00
10	2.18	7.63	0.001	0.64
20	4.36	36.91	0.004	3.09
30	6.54	72.81	0.008	6.11
40	8.72	107.78	0.012	9.04
50	10.90	141.89	0.016	11.90
55	11.99	158.36	0.018	13.28
60	13.08	176.90	0.020	14.83
65	14.17	202.58	0.023	16.99
70	15.26	251.96	0.029	21.13
75	16.35	312.04	0.036	26.17
80	17.44	369.09	0.043	30.95
85	18.53	445.65	0.051	37.37
90	19.62	549.63	0.063	46.09
95	20.79	728.42	0.084	61.08
100	-	-	-	-

Energie dissipate

Tabella A3- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP

Allegato A4: Prova PR_5_2_RA_R

Interpretazione grafici: Figura 3-19 e Figura 3-20

Come già accennato nel Paragrafo 3.2, la presente prova è stata eseguita prima dell'avvio di questo lavoro di tesi, pertanto, per l'interpretazione delle curve F-t ed F- δ , è stato necessario visionare un filmato realizzato in fase di esecuzione del test. A causa di una temporanea interruzione della registrazione a circa 15 minuti dall'avvio della prova, non è possibile fornire un'esaustiva e dettagliata descrizione dell'andamento dei grafici istante per istante.

La particolare configurazione di assemblaggio adottata (*RA*), fa sì che la deformazione della lamiera orizzontale intermedia si manifesti per carichi di piccola entità; dall'osservazione dei grafici, emerge una graduale e lenta crescita della forza di compressione tra l'istante di avvio della prova ed il punto 1. In corrispondenza di tale punto significativo, a cui corrisponde un *AP* pari a 69.6%, il carico è pari a 25.31 kN.

Allo scopo di fornire un'idea sul meccanismo di deformazione, a circa 12 minuti dall'avvio della prova, è stata catturata una schermata dal video disponibile; è evidente come, l'azione del punzone sul pannello comporti la deformazione della lamiera orizzontale superiore, lo schiacciamento della lamiera grecata superiore, la deformazione della lamiera intermedia e lo schiacciamento della lamiera grecata inferiore (Figura A4-1).



Figura A4- 1: Schiacciamento progressivo del pannello sandwich RA per un avanzamento della prova circa pari al 28%

Il tratto di curva compreso tra l'origine degli assi ed in punto 1 è caratterizzato da un'anomalia (Figura A4- 2). Essa è dovuta al sollevamento di una porzione della lamiera orizzontale superiore (Figura A4- 3).



Figura A4- 2: Anomalia dovuta al sollevamento del lembo della lamiera orizzontale superiore nella zona innanzi al punzone



Figura A4- 3: Sollevamento del lembo della lamiera orizzontale superiore

Per finire, il punto 2 rappresenta la condizione all'istante d'interruzione della prova.

Energie dissipate

Per le differenti percentuali di avanzamento della prova è stata calcolata l'energia assorbita, l'energia specifica e la densità di energia (Tabella A4- 1).

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _V [kJ/m ³]
0	0.00	0.00	0.000	0.00
10	4.27	14.91	0.001	0.63
20	8.54	63.29	0.004	2.65
30	12.81	130.10	0.009	5.46
40	17.08	205.83	0.014	8.63
50	21.35	288.98	0.020	12.12
60	25.62	386.61	0.026	16.21
70	29.89	490.90	0.033	20.58
75	32.03	558.85	0.038	23.43
80	34.16	693.09	0.047	29.06
85	36.30	852.44	0.058	35.74
86.70	37.00	971.53	0.066	40.74
100	-	-	-	-

Tabella A4- 1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP
Allegato A5: Prova PR_6_2_CA_R

Interpretazione grafici: Figura 3-21 e Figura 3-22

Per una migliore interpretazione dei grafici in output dalla prova PR_2_CA_R, come nel caso precedente, si è fatto riferimento ad un filmato realizzato durante lo svolgimento della prova. Il video disponibile è caratterizzato anch'esso da una temporanea interruzione dunque, anche in questa

situazione, si riscontrano le medesime difficoltà nell'interpretazione dei grafici.

Il punto 1 è collocato in corrispondenza del raggiungimento del primo picco tensionale (14.92 kN); esso segna il passaggio dal comportamento elastico a quello plastico.

Lungo il tratto 1-2, il carico è caratterizzato da un andamento pseudo-orizzontale; in realtà, all'aumentare dello spostamento assiale si nota una lieve decrescita della forza di compressione monoassiale. Osservando entrambe le curve F-t ed F- δ , tra 13 mm e 16 mm di spostamento assiale, si notano dei "gradini" dovuti al sollevamento di due porzioni di lamiera a sinistra e a destra del punzone (Figura A5- 1). Come si vede nelle figure sottostanti, il sollevamento avviene in due istanti temporali diversi, seppur vicini tra loro (Figura A5- 2, Figura A5- 3).



Figura A5- 1: Anomalie dovute al sollevamento del lembo a destra ed a sinistra del punzone



Figura A5-2: Sollevamento del lembo destro della lamiera orizzontale superiore



Figura A5-3: Sollevamento del lembo sinistro della lamiera orizzontale superiore

Il punto 2, in corrispondenza di uno spostamento di 14.55 mm ed un carico assiale di 11.01 mm, segna l'inizio della deformazione elastica dello strato orizzontale intermedio. La deformazione elastica domina fino al raggiungimento del secondo picco di carico (34.16 kN), in corrispondenza del punto 3; da questo momento in poi, fino al raggiungimento del punto 4, nascono e si propagano delle punte coniche in corrispondenza della porzione di lamiera grecata inferiore al di sotto del punzone. Dal punto 4 in poi, il carico viene gradualmente trasferito alla lamiera orizzontale inferiore. La prova viene arrestata al raggiungimento di uno schiacciamento assiale pari a 89.5%, per un carico di 150.13 kN.

Energie dissipate

Per i differenti livelli deformativi è stata calcolata l'energia assorbita, l'energia specifica e la densità di energia (Tabella A5-1).

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _V [kJ/m ³]
0	0.00	0.00	0.000	0.00
10	4.27	9.83	0.001	0.41
20	8.54	62.67	0.004	2.63
30	12.81	120.94	0.008	5.07
40	17.08	180.45	0.012	7.57
50	21.35	312.28	0.021	13.09
60	25.62	442.82	0.030	18.57
70	29.89	624.38	0.043	26.18
75	32.03	754.37	0.051	31.63
80	34.16	932.90	0.064	39.12
85	36.30	1125.06	0.077	47.17
89.5	38.20	1341.33	0.091	56.24
0	0.00	-	-	-

Tabella A5-1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP

Allegato A6: Prova PR_13_2_MA_R

Interpretazione grafici: Figura 3-23 e Figura 3-24

Il ramo compreso tra l'origine degli assi e il punto 1 rappresenta il tratto in cui si assiste ad una deformazione elastica della lamiera orizzontale più vicina al punzone (Figura A6- 1); lungo questo intervallo il carico viene gradualmente trasferito alla lamiera grecata. In questo tratto, le deformazioni sono reversibili.



Figura A6-1: Deformazione elastica della lamiera orizzontale a contatto con il punzone

In corrispondenza del punto 1, a 7.15 minuti dall'inizio della prova, a seguito del raggiungimento del primo picco tensionale (15.80 kN), inizia la plasticizzazione del pannello (Figura A6- 2). A tale fenomeno si associa la formazione di punte coniche lungo i tratti orizzontali della lamiera grecata, nell'area al di sotto del punzone, che crescono gradualmente fino a generare una connessione tra la lamiera orizzontale intermedia e quella soprastante, in corrispondenza del punto 2 (Figura A6- 3). In particolare, la punta conica che si forma a livello del tratto orizzontale, attraversato dall'asse longitudinale del punzone, tende a propagarsi verso l'alto fino al raggiungimento di un contatto con la lamiera orizzontale soprastante; le cerniere nate sui tratti orizzontali, adiacenti a quello appena indicato, sono caratterizzate la una graduale crescita verso il basso e da un conseguente contatto con la lamiera orizzontale intermedia. La deformazione subita dal dispositivo di dissipazione energetica lungo questo tratto è irreversibile.



Figura A6-2: Inizio plasticizzazione dei segmenti orizzontali della lamiera grecata



Figura A6- 3: Crescita del primo livello di cerniere plastiche e messa in contatto con le lamiere orizzontali superiore ed intermedia

Allegato A6

In questa fase, il legame tra il carico assiale e il tempo (analogamente per lo spostamento) è pressoché orizzontale. Il carico subisce una lieve riduzione, passando da un valore pari a 18.80 kN, per uno schiacciamento di 7.63 mm all'istante temporale 7.15 min, a 15 kN, per un abbassamento di 16.58 mm al tempo 16.09 min. Nel tratto compreso tra 1 e 2, si nota la presenza di un'anomalia attribuibile al sollevamento della porzione di lamiera davanti al punzone (Figura A6- 4).



Figura A6- 4: Anomalia dovuta al sollevamento del lembo della lamiera orizzontale superiore nella zona innanzi al punzone

Passando al ramo compreso tra i punti 2 e 3, è possibile osservare come esso sia legato alla deformazione elastica della lastra orizzontale intermedia (Figura A6- 5). Il notevole incremento di carico, lungo questo tratto, è attribuibile all'aumento della rigidezza del sistema per via dello schiacciamento del core e del conseguente incremento della densità. In questa fase, le estremità del pannello iniziano a subire un sollevamento sia sul lato destro che su quello sinistro.



Figura A6- 5: Deformazione elastica della lamiera orizzontale intermedia

Immediatamente dopo il raggiungimento del secondo picco di carico (25.90 kN), in corrispondenza di uno spostamento assiale di 19.30 mm all'istante 18.81 minuti, si nota un brusco decadimento della curva a cui si associa il sollevamento della lamiera dal lato opposto rispetto quello in cui si era sollevata in corrispondenza del punto compreso tra 1 e 2 (Figura A6-6).



Figura A6- 6: Anomalia dovuta al sollevamento del lembo della lamiera orizzontale superiore nella zona retrostante al punzone

Il sollevamento delle due porzioni della lamiera orizzontale avviene per istanti temporali differenti; il sollevamento del primo lembo si manifesta a quasi 11 minuti dall'inizio della prova, mentre il sollevamento dal lato opposto a circa 19 minuti.

A seguito di questo fenomeno, si riscontra la ripresa di un andamento pseudo-orizzontale fino al raggiungimento del punto 4; analogamente a quanto visto per il primo tratto orizzontale, il carico subisce un decremento, passando da 25.90 kN a 23.30 kN. L'andamento pressoché costante nel tempo,

rappresenta il secondo ramo plastico; lungo questo tratto si assiste ad un progressivo trasferimento del carico dal livello orizzontale intermedio a quello a contatto con il piano della macchina mediante la formazione di due nuovi livelli di cerniere plastiche (Figura A6-7).



Figura A6- 7: Formazione di due nuovi livelli di cerniere plastiche

Tra 4 e 5 nasce un nuovo ramo elastico associato alla deformazione dell'ultima lamiera orizzontale. Il tratto ha un andamento marcatamente non lineare in quanto si inizia a risentire degli effetti di bordo (Figura A6-8).



Figura A6-8: Deformazione elastica della lamiera orizzontale a contatto con il piano della macchina

Tra 5 e 6, non essendoci possibilità di trasferimento del carico verso un livello sottostante, le punte coniche tendono a propagarsi nella terza dimensione (Figura A6-9).



Figura A6- 9: Propagazione di una cerniera plastica nella terza direzione

Oltre il punto 6 è possibile trascurare i dati in quanto il decadimento oltre il picco è una conseguenza dell'interruzione della prova e dunque, quest'ultimo tratto non è significativo dal punto di vista sperimentale.

In Figura A6- 10 e Figura A6- 11 è riportato uno schema rappresentativo della formazione delle cerniere plastiche all'avanzare della prova.



Figura A6- 10: Schema rappresentativo della formazione delle cerniere plastiche in corrispondenza del core grecato superiore; in (a) sono evidenziati i punti in cui si formano le cerniere plastiche del primo ordine, in (b) in rosso sono evidenziate le cerniere plastiche del secondo ordine in fase di propagazione



Figura A6- 11: Schema rappresentativo della formazione delle cerniere plastiche in corrispondenza del core grecato inferiore; in (a) sono evidenziati i punti in cui si formano le cerniere plastiche del terzo ordine, in (b) in rosso sono evidenziate le cerniere plastiche del quarto ordine in fase di propagazione

Energie dissipate

Per i differenti livelli deformativi sono state calcolate l'energia assorbita, l'energia specifica e la densità di energia (Tabella A6-1).

AP [%]	Spostamento [mm]	EA [J]	SEA _m [kJ/kg]	SEA _V [kJ/m ³]
0	0.00	0.00	0.000	0.00
10	4.27	15.30	0.001	0.64
20	8.54	74.35	0.005	3.12
30	12.81	135.01	0.009	5.66
40	17.08	198.81	0.014	8.34
50	21.35	292.93	0.020	12.28
60	25.62	393.99	0.027	16.52
70	29.89	514.10	0.035	21.56
75	32.025	588.71	0.040	24.68
80	34.16	690.11	0.047	28.94
85	36.295	816.50	0.056	34.23
90	38.43	925.32	0.063	38.80
90.2	38.52	931.57	0.063	39.06
100	-	_	_	-

Tabella A6-1: EA [J], SEA_m [kJ/kg] e SEA_V [kJ/m³] per le diverse percentuali di avanzamento della prova AP

Allegato B1: Validazione numerica pannelli ad un livello – Confronto tra prova sperimentale PR_4_1_AL_R e simulazione numerica

1.1 Confronto energetico

In tabella si riporta l'energia assorbita dal modello agli elementi finiti per i differenti livelli deformativi e che, insieme ai dati inerenti alla prova sperimentale, hanno permesso la determinazione del grafico "Figura 5.3" (Tabella B1-1).

AP [%]	δ[mm]	EA [J]
0	0	0
10	2.18	12.77
20	4.36	43.02
30	6.54	74.53
40	8.72	102.69
50	10.9	130.56
55	11.99	145.27
60	13.08	164.10
65	14.17	201.87
70	15.26	248.48
75	16.35	292.28
75.22	16.40	294.65
100	-	-

 Tabella B1- 1: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova [%] in riferimento alla simulazione numerica

La tabella successiva racchiude la differenza percentuale dell'energia assorbita, normalizzata rispetto alla EA_{tot} relativa alla prova sperimentale, per i differenti livelli deformativi stimata mediante l'equazione 5-1 (Tabella B1- 2).

AP[%]	ε _{EA} [%]
0	0.00
10	0.53
20	1.05
30	1.80
40	2.71
50	3.61
55	3.79
60	3.22
65	0.38
70	-4.04
75	-6.81
75.22	-7.13
100	-

Tabella B1- 2: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione di AP, tra la prova di laboratorio PR_4_1_AL_R e la simulazione numerica

1.2 Confronto delle deformate

Dall'osservazione dell'immagine successiva è possibile cogliere visivamente la differenza di deformazione tra il pannello testato mediante la PR_4_1_AL_R e la simulazione numerica per i differenti istanti temporali definiti all'interno della Tabella 5.2 (Figura B1-1).



Figura B1-1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_4_1_AL_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra)

L'immagine racchiude nove condizioni deformative caratterizzanti il pannello durante l'arco di evoluzione del test sperimentale e simulato. La situazione (a) rappresenta la geometria del pannello all'istante di avvio della prova, ovvero a 0 s; le successive configurazioni, comprese tra (a) ed (h), risultano sfasate di 0.05 s le une rispetto alle altre; infine, la rappresentazione (i) si riferisce all'istante temporale 0.37s, corrispondente a 16.38 min della prova di laboratorio. Il software FEM ha fornito la possibilità di attribuire una differente colorazione alle diverse parti del modello numerico in accordo con l'entità dello spostamento nelle tre direzioni X,Y e Z. La

Allegato B1

scala di colori adottata va dal blu, all'azzurro, al verde, al giallo, all'arancione ed infine al rosso all'aumentare dell'intensità dello spostamento (Figura B1-2).



Figura B1- 2: Scala di colori utilizzata dal codice FEM per la rappresentazione del campo degli spostamenti (U), in millimetri, caratterizzanti il modello numerico oggetto di studio

Dalla leggenda si deduce facilmente che al colore blu compete uno spostamento nullo, al rosso uno spostamento pari a 56.94 mm.

Allegato B2: Validazione numerica pannelli ad un livello – Confronto tra prova sperimentale PR_14_1_AL_R e simulazione numerica

1.1 Confronto energetico

Ricordando che le prove PR_4_1_AL_R e PR_14_1_AL_R sono state condotte su dispositivi assemblati secondo la medesima disposizione delle lamiere grecate, in entrambi i casi, il confronto tra i risultati delle prove sperimentali e dell'analisi numerica è stato eseguito riferendosi allo stesso modello numerico. Per la realizzazione del grafico riprodotto nella Figura 5.5, dunque, si è nuovamente fatto riferimento ai dati riportati in Tabella B1-1.

Dalla consultazione della Tabella B2- 1 è possibile valutare l'entità dello scarto energetico all'aumentare della deformazione assiale. Tali dati sono stati utilizzati per la costruzione del grafico "Figura 5.6".

AP[%]	ε _{EA} [%]
0	0.00
10	1.24
20	1.89
30	2.03
40	2.01
50	2.05
55	1.99
60	1.47
65	0.28
70	-4.52
75	-9.52
75.22	-9.87
80	-12.10
85	-16.15
87.29	-15.65
100	-

Tabella B2- 1: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione di AP, tra la prova di laboratorio PR_14_1_AL_R e la simulazione numerica

1.2 Confronto delle deformate

Come descritto all'interno del capitolo 5, è stato eseguito un confronto puntuale delle deformate in istanti temporali differenti. La figura seguente riporta gli screenshot catturati per gli istanti temporali indicati in Tabella 5.4 accostati dalle rispettive deformate per quanto riguarda i pannelli simulati (Figura B2-1).

Allegato B2



Figura B2- 1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_4_1_AL_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra)

In questa rappresentazione grafica è contenuta la risposta , in termini di deformata, del pannello sottoposto a prova di compressione monoassiale e ad analisi numerica. Ciascuna immagine si riferisce ad una distinta condizione deformativa. Le rappresentazioni da (a) a (k) sono sfasate tra di loro di 0.05s. La scala di colori adottata per la rappresentazione della magnitudo degli spostamenti U rimane invariata rispetto a quella precedentemente definita (Figura B1- 2).

Allegato B3: Validazione numerica pannelli a due livelli– Confronto tra prova sperimentale PR_5_2_AL_R e simulazione numerica

1.1 Confronto energetico

La tabella è dedicata alla definizione della capacità di assorbimento energetico del pannello al progredire del suo schiacciamento assiale (Tabella B3-1).

AP [%]	δ [mm]	EA [J]
0	0.00	0.00
10	4.27	20.15
20	8.54	74.79
30	12.81	149.20
40	17.08	215.30
50	21.35	326.11
60	25.62	433.46
70	29.89	519.56
75	32.03	587.40
80	34.16	658.53
85	36.30	768.68
86.70	37.00	835.13
90.20	38.51	976.22
100	-	-

 Tabella B3-1: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova [%] in riferimento alla simulazione numerica

Note le caratteristiche dissipative del pannello e del rispettivo modello è stata condotta una stima dello scostamento energetico nei due differenti casi, la cui rappresentazione grafica è contenuta in Figura 5.21 (Tabella B3- 2).

AP[%]	ε _{EA} [%]
0	0.00
10	0.54
20	1.18
30	1.97
40	0.97
50	3.82
60	4.82
70	2.95
75	2.94
80	-3.56
85	-8.62
86.66	-14.04
100	-

Tabella B3- 2: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione di AP, tra la prova di laboratorio PR_5_2_AL_R e la simulazione numerica

1.2 Confronto delle deformate

La figura sottostante riporta cinque istantanee catturate per differenti livelli deformativi adottando come istanti temporali di riferimento quelli contenuti in Tabella 5.7 (Figura B3-1).



Figura B3- 1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_5_2_AL_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra)

In (a) viene rappresentato, a sinistra, il dispositivo di assorbimento energetico all'interno della macchina di punzonamento prima dell'avvio della prova; a destra, il quarto di modello nella medesima situazione. Da (a) a (e) le schermate riproducono la deformazione del dissipatore per istanti temporali incrementati progressivamente di 0.01 s. A causa dell'interruzione del filmato il confronto è stato arrestato a 0.4 s.

Alla scala di colori attribuita al modello si associano degli spostamenti U che vanno da 0 mm, in blu, a 83.05 mm, in rosso (Figura B3- 2).



Figura B3- 2: Scala di colori utilizzata dal codice FEM per la rappresentazione del campo degli spostamenti (U), in millimetri, caratterizzanti il modello numerico oggetto di studio

Allegato B4: Validazione numerica pannelli a due livelli -Confronto tra prova sperimentale PR 6 2 CA R e simulazione numerica

1.1 Confronto energetico

A ciascuna deformazione assiale del modello numerico compete un determinato assorbimento energetico; in Tabella B4- 1 si riportano i dati adottati per la realizzazione della Figura 5.22.

AP [%]	δ [mm]	EA [J]
0	0	0.00
10	4.27	43.96
20	8.54	118.10
30	12.81	187.14
40	17.08	243.49
50	21.35	430.34
60	25.62	608.79
70	29.89	788.23
75	32.025	1041.52
80	34.16	1438.15
85	36.30	1641.52
89.50	38.20	1897.36
90.20	38.52	1940.31
0	0.00	0.00

 Tabella B4- 1: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova [%] in riferimento alla simulazione numerica

Note le grandezze riportate nella tabella precedente ed i dati estrapolati dalla prova di compressione monoassiale (Capitolo 3) è stato possibile eseguire una stima della differenza energetica tra i due differenti mezzi d'indagine adottati nel presente elaborato. In Tabella B4-2 si riportano, in forma tabulata, i dati alla base della realizzazione del grafico riprodotto in Figura 5.23.

AP [%]	ε _{EA} [%]
0	0.00
10	2.54
20	4.13
30	4.94
40	4.70
50	8.80
60	12.37
70	12.22
75	21.42
80	37.67
85	38.50
89.45	41.45
100	-

Tabella B4- 2: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione di AP, tra la prova di laboratorio PR_6_2_CA_R e la simulazione numerica

1.2 Confronto delle deformate

La seguente figura è dedicata al confronto tra la deformazione del dispositivo di dissipazione energetico sottoposto a test sperimentale e quello numerico (Figura B4- 1).



Figura B4- 1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_6_2_CA_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra)

Come visto per i casi precedenti, l'immagine (a) si riferisce all'istante di avvio della prova e della simulazione. Le immagini comprese tra (a) e (d) riproducono le deformate per istanti temporali incrementati di 0.01 s alla volta. La rappresentazione grafica (e) rappresenta il pannello all'istante di interruzione del test.

Di seguito si riporta la scala di colori assegnata dal codice agli elementi finiti in relazione all'entità della deformazione che lo caratterizza (Figura B3-2).

U, Magnitude
+1.036e+02
+9,4900+01
+7.769e+01
+6.043e+01
+5.179e+01 +4.316e+01
+3.453e+01
+2.590e+01
+8.632e+00

Figura B4- 2: Scala di colori utilizzata dal codice FEM per la rappresentazione del campo degli spostamenti (U), in millimetri, caratterizzanti il modello numerico oggetto di studio

Allegato B5: Validazione numerica pannelli a due livelli – Confronto tra prova sperimentale PR_13_2_MA_R e simulazione numerica

1.3 Confronto energetico

In tabella si riporta l'entità dell'energia assorbita dal modello numerico all'evolversi di AP (Tabella B4-1).

AP [%]	δ[mm]	EA [J]
	0	0.00
0	0	0.00
10	4.27	37.15
20	8.54	107.70
30	12.81	179.40
40	17.08	231.80
50	21.35	357.04
60	25.62	459.13
70	29.89	531.51
75	32.025	591.77
80	34.16	673.33
85	36.295	785.96
90.21	38.52	1109.76
90.26	38.54	1116.01
100	-	-

 Tabella B5- 1: Energy Absorption [J] in funzione dell'avanzamento della prova [%] in riferimento alla simulazione numerica

Di seguito sono espressi in forma tabulata i dati utilizzati per la realizzazione del grafico "Figura 5.25" (Tabella B4- 2).

AP[%]	ε _{EA} [%]
0	0.00
10	2.35
20	3.58
30	4.77
40	3.54
50	6.88
60	6.99
70	1.87
75	0.33
80	-1.80
85	-3.28
90.21	19.13
100	-

Tabella B5- 2: Differenza percentuale dell'energia assorbita (normalizzata rispetto all'energia totale dissipata durante la prova sperimentale), in funzione di AP, tra la prova di laboratorio PR_13_2_MA_R e la simulazione numerica

1.4 Confronto delle deformate

La figura seguente è costituita dagli screenshot utilizzati per il monitoraggio dei punti di riferimento scelti al fine di valutare lo scostamento in termini di spostamento assiale tra i risultati sperimentali e quelli numerici (Figura B5-1).



Allegato B4



Figura B5- 1: Confronto tra la deformazione del pannello sottoposto alla PR_13_2_MA_R (a destra) e quella definita mediante simulazione numerica (a sinistra)

Le immagini da (a) a (k) si riferiscono ad istanti temporali traslati di volta in volta di 0.01s (così come per gli altri pannelli sandwich a due strati).

Di seguito si evidenzia la corrispondenza tra i colori assegnati al modello e la magnitudo dello spostamento U (Figura B5-1).



Figura B5- 2: Scala di colori utilizzata dal codice FEM per la rappresentazione del campo degli spostamenti (U), in millimetri, caratterizzanti il modello numerico oggetto di studio