

POLITECNICO DI MILANO

FACOLTÀ DI INGEGNERIA

Corso di Laurea in Ingegneria Civile

Dipartimento di Ingegneria Strutturale



**ELEMENTI MULTISTRATO IN COMPOSITO FIBRORINFORZATO AD ALTE
PRESTAZIONI CON ANIMA IN SCHIUMA**

Relatore: Prof. Ing. Marco di Prisco

Correlatore: Ing. Giulio Zani

Tesi di Laurea di:

Claudio Farina Matr.735838

Anno Accademico 2010 – 2011

Indice	1
Indice delle Figure	5
Indice delle Tabelle	13
Prefazione	15
Abstract	17
Capitolo 1: Il problema ingegneristico	19
1.1 Passato e presente delle coperture	20
1.2 Il futuro delle coperture	21
1.3 Il nuovo prototipo	22
1.4 Edifici modello per la coppella sandwich	24
Capitolo 2: La struttura Sandwich	27
2.1 Storia e utilizzi dei compositi Sandwich	28
2.2 I componenti del sandwich.....	29
2.3 Teoria classica della trave applicata ai Sandwich	31
2.3.1 Andamento di sforzi e deformazioni nella sezione	32
2.4 Le altre teorie analitiche	34
2.4.1 Teoria di Plantema.....	34
2.4.2 Teoria di Stamm & Witte	35
2.4.3 Teoria al primo ordine di Frostig.....	36
2.4.4 Teoria al secondo ordine di Frostig	37
2.5 Il comportamento meccanico e le modalità di rottura	39
2.5.1 Rottura per trazione delle facce.....	39
2.5.2 Rottura per corrugamento.....	39
2.5.3 Rottura per indentazione.....	40
2.5.4 Rottura per taglio del <i>core</i>	41
2.5.5 Rottura della zona di contatto.....	41
2.6 Lavori sperimentali simili in letteratura	43
Capitolo 3: Il calcestruzzo fibrorinforzato (FRC)	45
3.1 Proprietà e Componenti del <i>FRC</i>	47
3.1.1 La Matrice Cementizia	48
3.1.2 Le Fibre	49
3.1.3 L'interfaccia Fibra-Matrice	54
3.2 Comportamento allo stato fresco.....	54
3.3 Meccanica della frattura del <i>FRC</i>	56
3.3.1 Comportamento fessurativo del calcestruzzo	56
3.3.2 Comportamento fessurativo del <i>FRC</i>	56
3.4 Meccanismi di Rottura	57
3.4.1 Pull-out	57
3.4.2 Lunghezza critica	58
3.4.3 Direzione delle fibre	58
3.5 Comportamento Meccanico del <i>FRC</i>	59
3.5.1 Distribuzione e orientamento delle Fibre	59
3.5.2 Comportamento a compressione del <i>FRC</i>	60
3.5.3 Comportamento a trazione del <i>FRC</i>	60

3.5.4 Comportamento a flessione del <i>FRC</i>	60
3.6 Normative di Riferimento.....	62
3.6.1 Linea Guida CNR-DT 204/2006	62
3.6.2 UNI 11039.....	66
3.6.3 UNI 11188.....	68
3.6.4 CEB/FIB MODEL CODE 2010	69
Capitolo 4: Il textile reinforced concrete (TRC).....	73
4.1 Le reti di fibre (<i>Textile</i>)	74
4.2 Matrice cementizia	75
4.3 Il comportamento fessurativo e meccanico del <i>TRC</i>	76
4.4 Modellazione di progetto.....	80
4.5 Durabilità.....	81
4.6 Le applicazioni	83
Capitolo 5: Gli isolanti in schiuma (<i>Foam Core</i>)	87
5.1 Comportamento meccanico	88
5.2 Schiume polimeriche organiche	89
5.2.1 Poliuretano (Pur).....	89
5.2.2 Polistirene espanso o estruso (<i>Eps o Xps</i>).....	89
5.3 Schiume e composti inorganici.....	90
5.3.1 Lana di roccia e di vetro	90
5.3.2 Vetro cellulare	91
Capitolo 6: Caratterizzazione dell'<i>UHPFRC</i>	93
6.1 Mix Design	94
6.2 Prove allo stato fresco	95
6.3 Prove allo stato indurito.....	96
6.3.1 Resistenza a compressione	96
6.3.2 Resistenza a trazione indiretta	97
Capitolo 7: Caratterizzazione del <i>TRC</i>	109
7.1 I Materiali	109
7.2 La procedura.....	110
7.3 Le Prove meccaniche.....	111
7.3.1 Prove a trazione diretta	111
7.3.2 Modellazione del comportamento a trazione.....	112
Capitolo 8: Caratterizzazione dell'isolante	113
8.1 <i>Foamglas</i> [®] : prove distruttive	114
8.1.1 Prove a compressione	114
8.1.2 Prove a trazione indiretta.....	115
8.2 <i>Foamglas</i> [®] : Prove non distruttive.....	116
8.3 Polistirene: Prove distruttive	119
8.3.1 Prove a compressione e trazione diretta	119
8.4 Polistirene: Prove non distruttive	120
Capitolo 9: Caratterizzazione dell'aderenza.....	121
9.1 La prima scelta progettuale.....	122
9.2 La seconda scelta progettuale	124
9.3 I provini di push-off.....	125
9.3.1 Progettazione del provino.....	125
9.3.2 Produzione del provino.....	127
9.3.3 Set-Up di prova.....	128

9.3.4 Analisi numeriche.....	130
Capitolo 10: Caratterizzazione dei travetti Sandwich	139
10.1 Produzione dei travetti sandwich.....	140
10.1.1 Prototipo 1: travetto sandwich con core in polistirene	140
10.1.2 Prototipo 2: travetto sandwich con core in <i>Foamglas</i> [®]	141
10.2 Le prove meccaniche.....	144
10.2.1 Le piastre di diffusione.....	144
10.2.2 Il set-up di prova.....	146
Capitolo 11: Le analisi numeriche	149
11.1 Le procedure di calcolo	150
11.1.1 Analisi non lineare secondo Eulero-Bernoulli.....	150
11.1.2 Analisi elastiche con contributo tagliante.....	152
11.1.3 Analisi non lineare agli Elementi Finiti (FEM).....	154
11.2 Confronto con i risultati presenti in letteratura.....	157
11.2.1 Confronto con il lavoro di Hegger J. e M.Horstmann	157
11.2.2 Confronto con il lavoro di tesi precedente	159
11.3 Analisi numeriche sui travetti sandwich.....	161
11.3.1 Legami costitutivi.....	161
11.3.2 Teoria di Eulero-Bernoulli	164
11.3.3 Teoria di Plantema.....	166
11.3.4 Teoria di Stamm & Witte	167
11.3.5 Analisi FEM con <i>TNO Diana 9.2</i>	168
11.3.6 Confronto delle Analisi	189
Capitolo 12: Gli sviluppi futuri.....	193
12.1 Completamento della campagna sperimentale	193
12.2 Nuovi prototipi	193
Ringraziamenti	195
Bibliografia	197

Indice delle Figure

Figura 1.1: Esempi di edifici prefabbricati realizzati da Fumagalli Edilizia Industrializzata S.p.A.	19
Figura 1.2: Esempi di cospelle sandwich in laminato metallico e in calcestruzzo precompresso	20
Figura 1.3: Geometria della coppella sandwich e particolari costruttivi con dimensioni in mm	21
Figura 1.4: Prototipo 1: Stratigrafia e sezione.....	22
Figura 1.5: Prototipo 2: Stratigrafia e sezione.....	23
Figura 1.6: Sezione del pannello a taglio termico prodotto da Fumagalli SpA [2]	23
Figura 1.7: Schema strutturale Phoenix realizzato dalla Fumagalli S.p.A. [2]	24
Figura 1.8: Soluzione tradizionale e alternativa dello schema strutturale Phoenix	24
Figura 1.9: Schema strutturale Flexus realizzato dalla Fumagalli S.p.A.....	25
Figura 1.10: Soluzione alternativa dello schema strutturale Flexus.....	25
Figura 1.11: Diverse applicazioni di UHPFRC e TRC accoppiati a travi a pigreco rovesciato in c.a.p. ...	25
Figura 2.1: Esempi di applicazione dei pannelli sandwich: a) la fusoliera di un aereo; b) lo scafo di una barca; c) la carena di un treno ad alta velocit�; d) una tavola da surf; e) uno sci da discesa.....	28
Figura 2.2: Esempi di applicazione dei pannelli sandwich nelle costruzioni: nei pannelli di tamponamento e di copertura.....	29
Figura 2.3: Le quattro tipologie di core pi� utilizzate per la produzione di pannelli sandwich	30
Figura 2.4: Variazione della rigidit� flessionale delle travi sandwich in funzione dello spessore del core	31
Figura 2.5: Trave monolitica e trave composta da due elementi sovrapposti con spessore dimezzato.....	31
Figura 2.6: Sezione di una trave sandwich simmetrica	32
Figura 2.7: Andamento degli sforzi normali reali e approssimati nella sezione sandwich	32
Figura 2.8: Andamento degli sforzi taglianti reali e approssimati nella sezione sandwich.....	33
Figura 2.9: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich e stato tensionale per la teoria di Plantema.....	34
Figura 2.10: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich e stato tensionale per la teoria di Stamm & Witte	35
Figura 2.11: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich per la teoria al primo ordine di Frostig	36
Figura 2.12: Suddivisione della struttura secondo la teoria al primo ordine di Frostig.....	36
Figura 2.13: Confronto tra le deformate di una trave sandwich a core rigido e a core flessibile.....	37
Figura 2.14: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich e stato tensionale per la teoria al secondo ordine di Frostig	38
Figura 2.15: Stato tensionale della rottura per corrugamento	39
Figura 2.16: Stato tensionale della rottura per indentazione	40
Figura 2.17: Esempio di rottura per taglio del core [18]	41
Figura 2.18: Possibili rotture del contatto pelle-anima e modalit� di propagazione delle fessure	41
Figura 2.19: Esempi di rottura per delaminazione e meccanismo Kinking [21].....	42
Figura 2.20: Curva di inviluppo del carico di collasso di una trave sandwich in funzione della luce della trave.....	42
Figura 2.21: Curve carico-freccia sperimentali e teoriche ricavate da Shardif T. e esempi di rottura	43
Figura 2.22: Curve carico-freccia sperimentali e teoriche ricavate da Hegger J. e esempi di rottura	43
Figura 2.23: Curve carico-freccia sperimentali e teoriche ricavate nel lavoro di tesi precedente.....	44
Figura 3.1: Esempi applicativi del FRC: a) pavimenti industriali; b) pannelli di copertura delle gallerie; c) Impalcato del ponte Padiglione progettato da Zaha Hadid a Saragozza	46

Figura 3.2: Esempi applicativi di HPFRC: a) lastre da ponte per il Kaag Bridge in Olanda; b) impalcato del ponte Gartnerplatz a Kassel c) impalcato del ponte della pace a Seul.....	46
Figura 3.3: Comportamento a trazione del FRC in funzione della percentuale di fibre.....	47
Figura 3.4: Esempi di calcestruzzo autocompattante e di fiber balling.....	48
Figura 3.5: Schema delle caratteristiche delle fibre impiegate negli FRC [33].....	49
Figura 3.6: Esempi di sagomatura e materiali delle fibre per FRC.....	49
Figura 3.7: Esempi di fibre e microfibre metalliche.....	50
Figura 3.8: Esempio di fibre di vetro e resistenza a trazione del vetro E e del vetro R in funzione del tempo.....	51
Figura 3.9: Reticolo molecolare ed immagine microscopica delle fibre in carbonio.....	51
Figura 3.10: Esempi di fibre polimeriche.....	52
Figura 3.11: Struttura interna delle fibre naturali.....	53
Figura 3.12: Particolare della Zona di transizione d'interfaccia (ITZ).....	54
Figura 3.13: Variazione della rigidezza della matrice e propagazione delle fessure nella ITZ.....	54
Figura 3.14: Andamento del ritiro autogeno in funzione del tempo.....	55
Figura 3.15: Particolare della generica fessura nel calcestruzzo e andamento degli sforzi secondo FCM.....	56
Figura 3.16: a) Particolare della generica fessura nel FRC e andamento degli sforzi secondo FCM; b) distribuzione degli sforzi nella matrice e nelle fibre in funzione dell'apertura di fessura.....	57
Figura 3.17: Principali meccanismi di rottura del FRC [43].....	57
Figura 3.18: a) Andamento tensionale lungo la fibra; b) Pull-Out della generica fibra.....	58
Figura 3.19: a) confronto tra la resistenza di pull-out e la resistenza della fibra e b) comportamento a trazione del FRC con fibre e microfibre.....	58
Figura 3.20: a) Particolare della fibra orientata e b) efficienza della fibra in funzione dell'inclinazione.....	59
Figura 3.21: a) Piani di orientamento delle fibre in funzione della direzione di vibrazione e b) confronto del comportamento flessionale in funzione dell'orientamento delle fibre [47].....	59
Figura 3.22: Comportamento a compressione del FRC al variare del volume di fibre.....	60
Figura 3.23: Comportamento a trazione softening e hardening del FRC in funzione del volume di fibre.....	60
Figura 3.24: Confronto tra prove a trazione e a flessione del FRC in funzione del comportamento softening o hardening del materiale.....	61
Figura 3.25: Comportamento a trazione del FRC in funzione della percentuale di fibre.....	62
Figura 3.26: Legami costitutivi semplificati tensione-apertura di fessura.....	63
Figura 3.27: Definizione di resistenza equivalente puntuale e media.....	63
Figura 3.28: Legami costitutivi semplificati tensione-deformazione.....	64
Figura 3.29: Valori delle resistenze a trazione determinati sulla base dei risultati della prova di flessione per materiali degradanti.....	64
Figura 3.30: Diagrammi tensionali per la determinazione della resistenza a trazione.....	65
Figura 3.31: Configurazione di carico per travetti intagliati testati a flessione su 4 punti.....	66
Figura 3.32: Corrispondenza fisica dei due parametri U_1 e U_2	67
Figura 3.33: Configurazione di carico per travetti strutturali testati a flessione su 4 punti.....	68
Figura 3.34: Configurazione di carico per travetti Rilem testati a flessione su 3 punti.....	69
Figura 3.35: Comportamento flessionale softening e aperture di fessura equivalenti secondo MC2010.....	69
Figura 3.36: Generica curva Sforzo -CMOD e corrispondente legame costitutivo semplificato.....	70
Figura 3.37: Legame costitutivo a trazione pre-picco per calcestruzzo e post-picco per FRC secondo MC2010.....	70
Figura 3.38: Possibili modelli di legame costitutivo sforzo- deformazione a trazione per FRC secondo MC2010.....	71
Figura 3.39: Classificazione del FRC secondo MC2010.....	71
Figura 4.1: Confronto del rinforzo negli elementi in c.a., FRC e TRC.....	73

Figura 4.2: Particolari in diverse scale di: a) un filamento; b) un filo; c) una rete.....	74
Figura 4.3: Esempio di textile 3D in fibra di vetro e carbonio.....	74
Figura 4.4: Esempio di textile in fibra di carbonio.....	74
Figura 4.5: Esempi di filato per i textile.....	75
Figura 4.6: Esempio di rete e particolare microscopico della fibra libera e immersa nella matrice cementizia.....	76
Figura 4.7: Particolare del contatto tra la matrice e il filo di textile e andamento delle deformazione dei filamenti interni e esterni lungo la fessura	76
Figura 4.8: Particolare del contatto tra la matrice e il filo, non impregnato e impregnato, e loro comportamenti a trazione	77
Figura 4.9: Comportamento a trazione del generico TRC.....	77
Figura 4.10: Particolare di una fessura attraversata da un filo di textile	78
Figura 4.11: Variazione della resistenza a trazione del TRC in funzione della percentuale di rinforzo per diversi tipi di fibra [64]	78
Figura 4.12: Variazione della resistenza a trazione del TRC in funzione dell'orientamento delle fibre....	79
Figura 4.13: Comportamento a trazione di TRC realizzati con matrici alcaline e non alcaline, sottoposti a hot water ageing [70].....	81
Figura 4.14: Comportamento a pull-out di TRC realizzati con matrice alcaline e non alcaline e sottoposti a hot water ageing	81
Figura 4.15: Formazione delle cricche lungo le superfici delle fibre e immagini al microscopio delle calcificazioni di CH.....	82
Figura 4.16: Confronto sperimentale-teorico della perdita di resistenza nel tempo.....	83
Figura 4.17: Sezione dei pannelli di tamponamento in TRC e loro applicazione	83
Figura 4.18: Sezione dei pannelli sandwich con facce in TRC e loro applicazione.....	84
Figura 4.19: Elemento singolo a losanga in TRC e sua applicazione nella copertura reticolare	84
Figura 4.20: Volta a botte in TRC e esempio applicativo	84
Figura 4.21: Esempi di coperture realizzabili in TRC.....	85
Figura 4.22: Esempio di copertura in TRC	85
Figura 4.23: Conci in TRC precompresso e fasi di montaggio del ponte pedonale sul Dollnitz	85
Figura 5.1: Confronto tra le resistenze meccaniche e le rigidzze dei diversi materiali isolanti.....	88
Figura 5.2: Comportamento qualitativo a trazione e a compressione di una schiuma	88
Figura 5.3: Lastre in poliuretano espanso e loro applicazione nei pannelli sandwich	89
Figura 5.4: Sfere di stirene e lastre in polistirene espanso	90
Figura 5.5: Pannelli in lana di roccia e in lana di vetro	90
Figura 5.6: Pannello in vetro cellulare Foamglas® e diversi prodotti in vetro cellulare.....	91
Figura 6.1: Curva granulometrica della sabbia utilizzata nel mix design dell'UHPFRC.....	94
Figura 6.2: Prove allo stato fresco della matrice UHPFRC [47]	95
Figura 6.3: Cubetto 150x150x150 mm ³ standard testato a compressione.....	96
Figura 6.4: Istantanee delle fase di confezionamento della matrice UHPFRC	97
Figura 6.5: Miscelatrice Simem disponibile presso il Laboratorio Prove Materiali di Lecco.....	98
Figura 6.6: Modalità di getto dei travetti strutturali orientati e istantanee del flusso della matrice lungo il cassero	98
Figura 6.7: Set-up di prova per i test sui provini strutturali	99
Figura 6.8: Trasduttore Full Bridge LVDT HBM WA10	99
Figura 6.9: Configurazione di carico e set-up di prova per i test sui provini strutturali.....	100
Figura 6.10: Sistema di misurazione elettronico Spider8.....	100
Figura 6.11: Grafico Carico-Abbassamento dei provini strutturali	101
Figura 6.12: Grafico Carico-Freccia dei provini strutturali.....	101

Figura 6.13: Sezione del travetto strutturale e andamento del momento nella trave soggetta a flessione su quattro punti.....	102
Figura 6.14: Grafico Sforzo Nominale - Freccia dei provini strutturali	102
Figura 6.15: Grafico Carico - COD dei provini strutturali	103
Figura 6.16: Particolari della multifessurazione esibita dai travetti strutturali.....	103
Figura 6.17: Particolare della localizzazione della fessura con fibre orientate nei travetti strutturali.....	104
Figura 6.18: Grafico Sforzo nominale - COD dei provini strutturali	104
Figura 6.19: Legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo CNR DT 204 e secondo MC2010..	105
Figura 6.20: Grafico Carico -Freccia: confronto sperimentale-teorico (CNR DT 204 e MC2010).....	106
Figura 6.21: Legame costitutivo qualitativo a trazione del l'UHPFRC in elementi sottili proposto da Ferrara L.	106
Figura 6.22: legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo Ferrara L. et al.: Modello1 e Modello 2	107
Figura 6.23: Grafico Carico -Freccia: confronto sperimentale-teorico.....	108
Figura 6.24: Sforzi e deformazioni longitudinali in corrispondenza della freccia pari a 9 mm	108
Figura 7.1: a) Miscelatore Automix Controls; b) particolare della Fase 2; c) composto a conclusione della Fase 3.....	110
Figura 7.2: a) Bricchetto pieno di malta; b) cassero in plexiglass con reti ancorate; c) fasi di getto del TRC	110
Figura 7.3: Set-up di prova e grafici Carico-Spostamento della rete.....	111
Figura 7.4: Set-up di prova e grafici Carico-Spostamento delle lastre in TRC	111
Figura 7.5: Grafico Sforzo-deformazione a trazione delle lastre in TRC.....	112
Figura 8.1: Set-up della prova a compressione del Foamglas [®]	114
Figura 8.2: Grafico Sforzo-deformazione a compressione del Foamglas [®] S3	114
Figura 8.3: Set-up di prove per i test a flessione su Foamglas [®] S3	115
Figura 8.4: Grafico Carico-Freccia e Sforzo - Deformazione del travetto in Foamglas [®]	115
Figura 8.5: Centralina Control UPV E49 e la coppia di trasduttori.....	116
Figura 8.6: Grafico Distanza-Tempo delle misure effettuate con Control UPV E49 sul Foamglas [®] linea di tendenza.....	117
Figura 8.7: Grafico Distanza-Tempo delle misure effettuate con IMG Ultrasuoni sul Foamglas [®] linea di tendenza.....	118
Figura 8.8: Set-up dei test a compressione e a trazione sul polistirene espanso.....	119
Figura 8.9: Grafico sforzo-deformazione sperimentale del polistirene espanso: a) a compressione; b) a trazione	119
Figura 8.10: Grafico Distanza-Tempo delle misure effettuate con Control UPV E49 sul polistirene e linea di tendenza.....	120
Figura 9.1: Fasi di getto dello strato di TRC sulla lastra di Foamglas [®] nel cassero UNI.....	122
Figura 9.2: Particolari della propagazione della fessura nel Foamglas [®]	122
Figura 9.3: Travetti dopo la maturazione in a) camera umida; b) forno a 60°C; c) acqua	123
Figura 9.4: a) Resina epossidica-poliuretana Norphen PU b) resina epossidica Adesilex PG1 Rapid	124
Figura 9.5: Legami costitutivi di UHPFRC e Foamglas [®] utilizzati nella progettazione con TNO Diana 9.2	125
Figura 9.6: Provino 1: a) modello 3D; b) sezione; c) Fessurazione al collasso.....	126
Figura 9.7: Provino 2: a) modello 3D; b) sezione; c) Fessurazione al collasso.....	126
Figura 9.8: Provino 3: a) modello 3D; b) sezione; c) fessurazione al collasso.....	126
Figura 9.9: Il cassero impiegato per realizzare i tre provini in polistirene	127
Figura 9.10: Fasi di produzione del provino d'aderenza con core in Foamglas [®]	128
Figura 9.11: Sezioni della configurazione di carico e di misurazione dei provini di Push-off.....	129

Figura 9.12:Modelli 3D della configurazione di carico e di misurazione dei provini di Push-off.....	129
Figura 9.13: Provino 4: a) modello 3D; b) sezione; c) Fessurazione al collasso.....	130
Figura 9.14: Mesh per l'analisi FEM del provino di aderenza	130
Figura 9.15: Posizione in cui sono stati valutati gli spostamenti relativi dell'andamento Bond-Slip	131
Figura 9.16:Analisi 1: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip.....	132
Figura 9.17:Panorama fessurativo: a) prima fessurazione a 1754N; b) pre-picco a 2176 N; c) post-picco e collasso a 2211 N	132
Figura 9.18: Analisi 1: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura.....	132
Figura 9.19: Analisi 1: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura.....	133
Figura 9.20: Analisi 2: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip.....	133
Figura 9.21:Panorama Fessurativo: a) prima fessurazione a 2662 N; b)pre-picco a 2790 N; c)post-picco e collasso a 2794 N	133
Figura 9.22:Analisi 2: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura.....	134
Figura 9.23: Analisi 2: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura.....	134
Figura 9.24: Analisi3: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip.....	134
Figura 9.25:Configurazione fessurativa: a) prima fessurazione a 5945 N b)pre-picco a 5970 N c)post-picco e collasso a 6019 N.....	135
Figura 9.26: Analisi 3: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura.....	135
Figura 9.27: Analisi 3: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura.....	135
Figura 9.28: Analisi 4: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip.....	136
Figura 9.29: Panorama deformativo plastico: a) prima plasticizzazione a 178.5 N; b) plasticizzazione della base a 1010 N.....	136
Figura 9.30: Panorama fessurativo: a) prima fessurazione a 455 N; b) fessurazione a 1010 N.....	136
Figura 9.31: Analisi 4: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura.....	137
Figura 9.32: Analisi 3: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura.....	137
Figura 9.33: Confronto: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip.....	137
Figura 9.34: Confronto: Particolare del Grafico Bond-Slip	138
Figura 10.1: Fasi di realizzazione dei travetti con core in polistirene.....	140
Figura 10.2: Lastre in UHPFRC, Foamglas® e TRC prima dell'assemblaggio.....	141
Figura 10.3:Fasi di realizzazione del Prototipo 2 con resina Adesilex PG1	142
Figura 10.4: Fasi di realizzazione del Prototipo 2 con resina Norphen PU.....	143
Figura 10.5: Prototipo 2 completo con: a) Adesilex PG1; b) Norphen PU	143
Figura 10.6: Schema di carico del travetto sandwich.....	144
Figura 10.7: Particolare della parte di mesh in cui si valutano gli sforzi di compressione e taglio	144
Figura 10.8: Curve di involuppo degli sforzi di compressione verticale in funzione del carico per le diverse piastre	145
Figura 10.9: Curve di involuppo degli sforzi di taglio in funzione del carico per le diverse piastre	145
Figura 10.10:LVDT HBM W5TK durante le operazioni di taratura.....	146
Figura 10.11:LVDT HBM W1EL a nucleo libero	146
Figura 10.12: Set-up di prova dei travetti sandwich: profilo longitudinale e sezione trasversale.....	147

Figura 10.13: Set-up di prova dei sandwich: applicazione reale	147
Figura 11.1: Deformazione sezionale per una trave sandwich	150
Figura 11.2: Tensioni e deformazioni sezionali per una trave sandwich.....	150
Figura 11.3: Processo di derivazione dell'andamento Carico-Freccia	151
Figura 11.4: Discretizzazione della trave per determinare il valore della Freccia.....	151
Figura 11.5: Configurazione di carico per la valutazione degli abbassamenti secondo la Teoria di Plantema e Stamm & Witte	152
Figura 11.6: Elemento di mesh fessurato e sistema di riferimento inclinato come la fessura secondo la teoria Smeared Crack	154
Figura 11.7: Legami costitutivi proposti da TNO Diana 9.2: a) per la trazione b) per la compressione..	155
Figura 11.8: Elemento isoparametrico CQ16M.....	155
Figura 11.9: Elementi di interfaccia CL12I e abbinamento con l'elemento Plane Stress CQ16M.....	155
Figura 11.10: Metodo di iterazione secondo Newton-Raphson e Newton-Raphson modificato	156
Figura 11.11: Metodo di iterazione Quasi-Newton (o Secante) e algoritmo di stabilizzazione Line Search	156
Figura 11.12: Legami costitutivi dei materiali impiegati nel lavoro di Hegger	157
Figura 11.13: Curve Momento – Freccia teorici e sperimentali ottenuti da Hegger	157
Figura 11.14: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria della piastra P1_PU32 per il carico massimo	158
Figura 11.15: Taglio e scorrimento nella sezione a taglio costante della piastra P1_PU32 per il carico massimo.....	158
Figura 11.16: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria della piastra P3_PU200 per il carico massimo	158
Figura 11.17: Taglio e scorrimento nella sezione a taglio costante della piastra P3_PU200 per il carico massimo.....	158
Figura 11.18: Legami costitutivi dei materiali impiegati nel lavoro di tesi precedente	159
Figura 11.19: Curve Carico – Spostamento teorici e sperimentali ottenuti nel lavoro di tesi precedente	159
Figura 11.20: Analisi EB: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per il carico massimo.....	160
Figura 11.21: Analisi FEM: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per il carico massimo.....	160
Figura 11.22: Analisi FEM: Taglio e scorrimento nella sezione a taglio costante per il carico massimo	160
Figura 11.23: Legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC	161
Figura 11.24: Legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC per le analisi FEM.....	161
Figura 11.25: Legami costitutivi a compressione dell'UHPFRC: a) modello di Sargin; b) modello elasto-plastico.....	162
Figura 11.26: Legami costitutivi del TRC a) trilineare a trazione; b) elasto-plastico a compressione.....	162
Figura 11.27: Legami costitutivi del polistirene espanso per: a) analisi non lineare a sezione piana; b) NTO Diana 9.2.....	162
Figura 11.28: Legame costitutivo del Foamglas® S3	163
Figura 11.29: Curve Momento-Curvatura e Carico –Freccia secondo la teoria di Eulero Bernoulli	164
Figura 11.30: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per P=11 kN.....	164
Figura 11.31: Sforzi di taglio e scorrimenti nella sezione a taglio costante per carico generico.....	165
Figura 11.32: Curve Momento-Curvatura e Carico –Freccia secondo la teoria di Eulero Bernoulli	165
Figura 11.33: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per P=11 kN.....	165
Figura 11.34: Sforzi di taglio e scorrimenti nella sezione a taglio costante per P = 11 kN.....	166
Figura 11.35: Andamento della deformata secondo la Teoria di Plantema per a) il prototipo 1; b) il prototipo 2	166

Figura 11.36: Andamento della deformata secondo la Teoria di Stamm & Witte per: a) il prototipo 1; b) il prototipo 2	167
Figura 11.37: Mesh per l'analisi FEM del travetto sandwich.....	168
Figura 11.38: Grafico Carico-Freccia per il prototipo 1.....	169
Figura 11.39: Panorama delle tensioni longitudinali per diversi step di carico: a) P=1,47 kN fessurazione del FRC; b) P=4,49 kN fessurazione del TRC; c) P=5,93 kN raggiungimento del picco nel FRC; d) rottura a taglio del polistirene	170
Figura 11.40: Andamento degli sforzi principali: a) prima e b) dopo la rottura a taglio e c) panorama fessurativo corrispondente.....	171
Figura 11.41: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico	172
Figura 11.42: Sforzo di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo.....	172
Figura 11.43: Andamento Momento-Curvatura per a) travetto sandwich; b) strato superiore in UHPFRC	173
Figura 11.44: Diagramma taglio-spostamento relativo in corrispondenza dello strumento di misura a taglio.....	173
Figura 11.45: Grafico Carico-Freccia per il prototipo 2 con contatto rigido.....	174
Figura 11.46: Panorama delle tensioni longitudinali nelle diverse situazioni di carico: a) P=9.20 kN fessurazione del TRC; b) P=10.65 kN primo picco locale: rottura a flessione del Foamglas® ; c) P=10.18 kN fessurazione del FRC; d) P=11.26 kN secondo picco locale: rottura a taglio del Foamglas® ; e) P=10.71 kN terzo picco locale: rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas	175
Figura 11.47: Panorama fessurativo nelle diverse situazioni di carico: a) P=9.20 kN fessurazione del TRC; b) P=10.65 kN primo picco locale: rottura a flessione del Foamglas ; c) P=10.18 kN fessurazione del FRC; d) P=11.26 kN secondo picco locale: rottura a taglio del Foamglas; e) P=10.71 kN terzo picco locale: rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas; f) rottura totale del travetto.....	177
Figura 11.48: Andamento degli sforzi principali a) provino intatto; b) rottura a flessione del Foamglas; c) rottura a taglio del Foamglas; d) rottura a trazione del Foamglas	177
Figura 11.49: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico	178
Figura 11.50: Sforzo di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo.....	178
Figura 11.51: Andamento Momento-Curvatura per a) travetto sandwich; b) strato superiore in UHPFRC	179
Figura 11.52: Diagramma taglio-spostamento relativo in corrispondenza dello strumento di misura a taglio.....	179
Figura 11.53: Analisi 3: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico E=6000 MPa.....	180
Figura 11.54: Analisi 4: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico E=600 MPa.....	181
Figura 11.55: Analisi 5: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico E=60 MPa.....	181
Figura 11.56: Sforzi longitudinale nel travetto con interfaccia a rigidità E =60 MPa	182
Figura 11.57: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico	182
Figura 11.58: Sforzo di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo.....	183

Figura 11.59: Analisi 6: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=6$ MPa.....	184
Figura 11.60: Analisi 7: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=1$ MPa.....	184
Figura 11.61: Panorama delle tensioni longitudinali nelle diverse situazioni di carico: a) $P=2.47$ kN rottura a flessione del Foamglas® ; b) $P=4.96$ kN rottura a taglio del Foamglas® ; c) $P=8.88$ kN rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas.	185
Figura 11.62: Panorama fessurativo nelle diverse situazioni di carico: a) $P=2.47$ kN rottura a flessione del Foamglas® ; b) $P=4.96$ kN rottura a taglio del Foamglas® ; c) $P=8.88$ kN rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas.....	186
Figura 11.63: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico	187
Figura 11.64: Sforzi di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per $P=4.96$ kN.....	187
Figura 11.65: Andamento Carico-Freccia per i prototipi 2 con interfaccia elastica.....	187
Figura 11.66: Andamento Momento –Curvatura per i prototipi 2 con interfaccia elastica	188
Figura 11.67: Andamento Taglio –Spostamento relativo per i prototipi 2 con interfaccia elastica	188
Figura 11.68: Confronto dell’andamento Carico-Feccia ottenuti con le diverse analisi	189
Figura 11.69: Confronto dell’andamento Momento-Curvatura ottenuti con le diverse analisi.....	190
Figura 11.70: Confronto dell’andamento Carico-Feccia ottenuti con le diverse analisi	190
Figura 11.71: Ingrandimento del confronto dell’andamento Carico-Feccia ottenuti con le diverse analisi	191
Figura 11.72: Confronto dell’andamento Momento-Curvatura ottenuti con le diverse analisi.....	191
Figura 11.73: Confronto andamento Carico-Freccia per il travetto in UHPFRC e i prototipi 1 e 2.....	192

Indice delle Tabelle

Tabella 1.1: Dimensioni e trasmittanza termica delle diverse coppelle	23
Tabella 3.1: Caratteristiche meccaniche delle fibre in acciaio secondo CNR DT 204.....	50
Tabella 3.2: Caratteristiche meccaniche del vetro E e del vetro AR.....	51
Tabella 3.3: Caratteristiche meccaniche delle fibre PAN e PITCH in carbonio	52
Tabella 3.4: Caratteristiche meccaniche delle principali fibre polimeriche	52
Tabella 3.5: Caratteristiche meccaniche delle principali fibre naturali	53
Tabella 3.6: Classificazione di Resistenza e Duttilità del FRC.....	67
Tabella 6.1: Mix Design della matrice UHPFRC.....	94
Tabella 6.2: Dati delle prove allo stato fresco del UHPFRC.....	95
Tabella 6.3: Dati delle prove a compressione secondo UNI EN12390-3.....	96
Tabella 6.4: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto di travetti Strutturali	98
Tabella 6.5: Caratteristiche tecniche della Spider8	100
Tabella 6.6: Parametri del legame costitutivo secondo CNR DT 204.....	105
Tabella 6.7: Parametri del legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo MC2010.....	105
Tabella 6.8: Parametri del legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo Ferrara L. at al.....	107
Tabella 7.1: Mix design per il Fine Concrete del TRC	109
Tabella 7.2: Dati relativi alla rete in fibra di vetro.....	109
Tabella 7.3: Dati dei legami costitutivi a trazione del TRC	112
Tabella 8.1: Caratteristiche fisiche e meccaniche dei materiali isolanti.....	113
Tabella 8.2: Dati rilevati con Control UPV E49 sul Foamglas®	117
Tabella 8.3: Dati rilevati con IMG Ultrasuoni sul Foamglas®	117
Tabella 8.4: Dati rilevati con Control UPV E49 sul polistirene.....	120
Tabella 9.1: Dati tecnici delle resine forniti dai produttori	124
Tabella 9.2: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto delle lastrine per i provini d'aderenza in polistirene	127
Tabella 9.3: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto della lastra intagliata per i provini d'aderenza in Foamglas®	128
Tabella 9.4: Parametri del contatto introdotti nelle diverse analisi FEM.....	131
Tabella 10.1: Tempi di miscelazione della matrice TRC per il getto dello strato inferiore del Prototipo 1	140
Tabella 10.2: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto dello strato superiore del Prototipo 1	140
Tabella 10.3: Tempi di miscelazione della matrice TRC per il getto dello strato inferiore del Prototipo 2	141
Tabella 10.4: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto dello strato superiore del Prototipo 2	141
Tabella 11.1: Caratteristiche geometriche e meccaniche della stratigrafia dei Prototipi 1 e 2.....	166
Tabella 11.2: Rigidezze e spostamenti valutati secondo al Teoria di Plantema.....	166
Tabella 11.3: Rigidezza flessionale e tagliane dei prototipi 1 e 2 secondo Stamm & Witte.....	167
Tabella 11.4: Rigidezze e spostamenti valutati secondo al Teoria di Stamm & Witte	167
Tabella 11.5: Parametri del contatto introdotti nelle diverse Analisi FEM.....	180
Tabella 11.6: valori di Carico-Freccia dei punti notevole per le diverse analisi	181

L'impiego dei compositi cementizi fibrorinforzati ad alte prestazioni consente al progettista di ridurre il peso proprio delle strutture secondarie di copertura rendendole più competitive nei confronti dei pannelli d'acciaio in termini di costi, d'isolamento termoacustico e di resistenza al fuoco. Con le capacità portanti di queste cospelle di larghezza pari a 2 m è possibile coprire luci di 2,5 m e realizzare coperture, accoppiandole con travi di bordo ed elementi precompressi semplicemente appoggiati. L'idea è di sfruttare le potenzialità delle strutture sandwich, accoppiando le eccezionali proprietà meccaniche di malte rinforzate con reti in fibra di vetro (*TRC*) e di compositi cementizi fibrorinforzati ad altissime prestazioni (*UHPFRC*) con le proprietà isolanti di uno strato intermedio in polistirene o in vetro cellulare. Questa scelta progettuale snellisce la struttura e incide in modo significativo a livello ambientale, poiché sfrutta le proprietà dei materiali impiegati e utilizza prodotti riciclabili ed eco-compatibili. La campagna sperimentale, che comprende anche gli studi descritti in questo elaborato, si pone l'obiettivo di caratterizzare il comportamento meccanico dei materiali impiegati e di identificare tutti i dati necessari ad una buona progettazione quali: la rigidezza, la capacità portante, la resistenza al fuoco e la durabilità di questi elementi. La capacità tensionale del *TRC*, realizzato con reti in fibra di vetro alcali-resistente (*AR*), è stata ricavata attraverso prove uni-assiali di trazione diretta, mentre la resistenza a trazione del materiale *UHPFRC*, le cui fibre sono state orientate con specifiche modalità di getto, è stata dedotta con prove su travetti strutturali in conformità con quanto richiesto dalla norma *CNR DT 204/2006*. Le proprietà meccaniche dei materiali isolanti sono state ricavate con prove distruttive e test a ultrasuoni non distruttivi. Si è progettato inoltre un provino in grado di caratterizzare il comportamento Bond-Slip delle superfici di contatto tra i diversi materiali. Il comportamento strutturale dei travetti multilayer è stato infine dedotto tramite prove flessionali su elementi rappresentativi di dimensione 600 x 150 x 106 mm³, quindi confrontato con le principali teorie lineari e non lineari delle strutture sandwich.

The use of *Ultra High performance Fiber Reinforced Cementitious Composites (UHPRC)* allows the designer to reduce dead weight of roofing, making concrete covering structures more competitive in terms of cost, thermal and acoustic insulation, and fire resistance when compared with traditional steel structures. Usually configured in thin plates 2 meters wide, these elements are characterized by extraordinary load bearing capacity. For this reason they are widely used in roofing technologies, combined with simply supported precast beams; these innovative secondary structures are able to cover a span up to 2.5 m. The idea is to maximize the potential of sandwich technology by coupling the exceptional mechanical characteristics of *textile reinforced concrete (TRC)* and *Ultra high performance fiber reinforced concrete (UHPRC)* with the insulation capability of a polystyrene (or cellular glass) layer. This configuration makes lighter structures possible, because it fully exploits the material used and, secondly, makes them more environmental friendly ought to recycled materials used.

This thesis is a part of a wider experimental investigation and is aimed to mechanically characterize sandwich elements and identify all the parameters necessary for a proper structural design, for instance stiffness, bearing capacity, fire resistance and durability. Uniaxial tension tests were performed to determine the mechanical behavior of textile materials, reinforced with glass fabrics, while the mechanical characteristics in tension of *UHPRC* is made by means of four point bending tests on structural specimens according to *CNR DT 204/2006* Italian Recommendations. Mechanical properties of the insulation layer were tested with both destructive tests as well as with ultra sound non-destructive tests. Furthermore, a specimen was specifically designed to estimate the bond-slip behavior that takes place along the contact surface of each layer. The last part of the activity was dedicated to determine the structural behavior of a sandwich specimen (600x150x106 mm) by means of four-point bending test; the results were then compared with the most widely used linear and non-linear sandwich structures theories.

Il problema ingegneristico

I pannelli di copertura delle strutture prefabbricate sono la barriera che separa l'interno di un edificio dall'ambiente esterno: per questo motivo, oltre a garantire buone prestazioni meccaniche in servizio, devono assolvere anche specifiche richieste di sicurezza, durabilità ed estetica. La sicurezza della costruzione e di tutte le persone che lavorano a contatto con essa è di primaria importanza e deve essere garantita sia nelle fasi di realizzazione, progettando gli elementi in modo che resistano a tutte le combinazioni di sforzi che insorgono durante la fabbricazione, il trasporto, il montaggio e l'utilizzo finale, sia nelle situazioni eccezionali, garantendo un'adeguata resistenza all'incendio e al sisma.

La maggior attenzione all'ambiente e l'aumento dei costi dell'energia che hanno caratterizzato gli ultimi decenni hanno spinto verso uno sfruttamento più ecologico delle risorse e verso la progettazione di edifici eco-compatibili, in grado di disperdere il minor quantitativo possibile di energia termica. Per questo motivo, i pannelli di copertura devono avere ottime capacità d'isolamento termoacustico e un'adeguata resistenza alla penetrazione degli agenti esterni, come vento, acqua e neve. Inoltre, i materiali che li compongono devono essere poco inquinanti, sia nella fase di produzione sia nella fase di smaltimento, resistenti alla corrosione e al degrado, in modo che l'edificio si mantenga integro e conforme per tutta la sua vita utile, e dotati di un buon livello di finitura superficiale per garantire un gradevole aspetto estetico. Per avere una struttura che sia bella, efficiente e a basso impatto ambientale, bisogna quindi giungere a un compromesso tra le molte esigenze da soddisfare e la minimizzazione dei costi di produzione imposta dalla forte concorrenza del mercato delle costruzioni.



Figura 1.1: Esempi di edifici prefabbricati realizzati da Fumagalli Edilizia Industrializzata S.p.A.

1.1 Passato e presente delle coperture

Le facciate e le coperture sono classificate come strutture secondarie perché il loro scopo principale non è quello di sostenere il peso dell'edificio, bensì quello di isolarlo dall'ambiente esterno. L'isolamento termico e acustico delle strutture costruite in opera era ottenuto in passato con pareti in muratura piene e di grande spessore, e successivamente tramite pareti in laterizi forati che sfruttavano i vuoti per creare una barriera d'aria e al contempo diminuire lo spessore e il peso complessivo.

Negli anni '70, l'espansione dell'edilizia prefabbricata e l'industrializzazione del processo produttivo hanno portato a un maggior controllo della qualità del prodotto finale, aumentando i margini di miglioramento dell'opera e contenendo i costi. È a partire da questo periodo che si cominciano a realizzare pannelli con sottili lamine d'acciaio o d'alluminio a protezione di uno strato interno di isolante: molto leggere, impermeabili e con grande resistenza meccanica. Questa combinazione di materiali, presa in prestito dall'industria dei trasporti, è tuttora molto diffusa nelle realizzazioni edilizie ma presenta alcuni difetti legati ai molti trattamenti di lavorazione secondari. Il contatto debole tra metallo e isolante richiede infatti l'applicazione di uno strato intermedio di adesivo e le facce, nonostante siano impermeabili agli agenti esterni, necessitano di protezioni antiossidanti contro la corrosione. La richiesta di leggerezza impone lamine esterne molto sottili, ma ciò facilita il collasso prematuro per instabilità locale, a meno di non utilizzare, nel lato compresso, delle lamiere che hanno subito una lavorazione di profilatura. Tuttavia, il comportamento a incendio rimane mediocre a causa dell'alta conducibilità dell'acciaio e degli spessori esigui che portano a deformazioni eccessive e a pericolose delaminazioni.

Per rendere più economico il processo produttivo e migliorare i difetti delle opere metalliche, negli anni si è cercato di sostituire l'acciaio con i composti cementizi. Le coperture in calcestruzzo hanno migliori prestazioni all'incendio, e l'isolamento è realizzato annegando i pannelli di polistirene al loro interno. La scarsa resistenza a trazione della matrice cementizia impone però un rinforzo con barre d'acciaio e un adeguato spessore di copriferro che limita la corrosione, ma aumenta il peso dell'elemento. La presenza poi di collegamenti tra i due strati esterni di calcestruzzo, che garantisce il trasferimento degli sforzi, crea un ponte termico che annulla parzialmente il contributo positivo dello strato intermedio. In questo modo, il vantaggio economico iniziale legato alla facilità di produzione è notevolmente ridotto dalla richiesta di manutenzione regolare e da un peso proprio troppo elevato rispetto ai carichi di servizio.



Figura 1.2: Esempi di coppelle sandwich in laminato metallico e in calcestruzzo precompresso

1.2 Il futuro delle coperture

Nel 2007 *Basf S.r.l., Fumagalli Edilizia Industrializzata S.p.A. e il Dipartimento di Ingegneria Strutturale del Politecnico di Milano* hanno dato inizio ad una collaborazione atta a sviluppare nuovi prototipi di elementi di copertura prefabbricati in compositi cementizi più performanti, in grado di competere a livello commerciale con i pannelli metallici. Nel 2009, un lavoro di tesi [1] si è occupato di descrivere lo sviluppo e la caratterizzazione meccanica del primo prototipo di coppella sandwich raccogliendo tutti i dati ricavati fino a quel momento. Le esigenze di natura meccanica, funzionale, estetica ed economica hanno portato alla progettazione di una sezione costituita da uno strato superiore in *UHPFRC (Ultra High performance fiber reinforced concrete)*, spesso 20 mm, in grado di sopportare tutte le sollecitazioni di progetto, uno strato isolante intermedio in polistirene a bassa densità spesso 64 mm e uno strato inferiore in *TRM (Textile Reinforced Mortar)* spesso 6 mm, realizzato introducendo nella malta *Basf Emaco S55* una rete in fibra di vetro E prodotta da *Gavazzi S.p.A.*. La geometria così ottenuta permetteva di utilizzare i casseri e i dispositivi di getto già presenti presso gli stabilimenti della *Fumagalli S.p.A.*, mentre i particolari degli appoggi alle estremità rendevano i nuovi pannelli compatibili con gli altri elementi strutturali già in produzione. La campagna sperimentale ha avuto come oggetto la caratterizzazione meccanica dei materiali impiegati e la valutazione della capacità portante sia di elementi reali, con superficie 2,5 m x 2 m, sia di travetti rappresentativi ricavati dall'intaglio di questi ultimi, con superficie 600 mm x 150 mm.

Il presente progetto di tesi, partendo dai buoni risultati ottenuti nel lavoro precedente, si prefigge l'obiettivo di progettare e studiare nuovi prototipi di cospelle sandwich introducendo materiali innovativi e più performanti che migliorino i difetti riscontrati nel primo prototipo. L'indagine sperimentale prevede un'approfondita e dettagliata caratterizzazione dei singoli materiali e la determinazione delle capacità portanti di travetti sandwich rappresentativi di superficie 600 mm x 150 mm, che saranno ampiamente descritti nei prossimi capitoli.

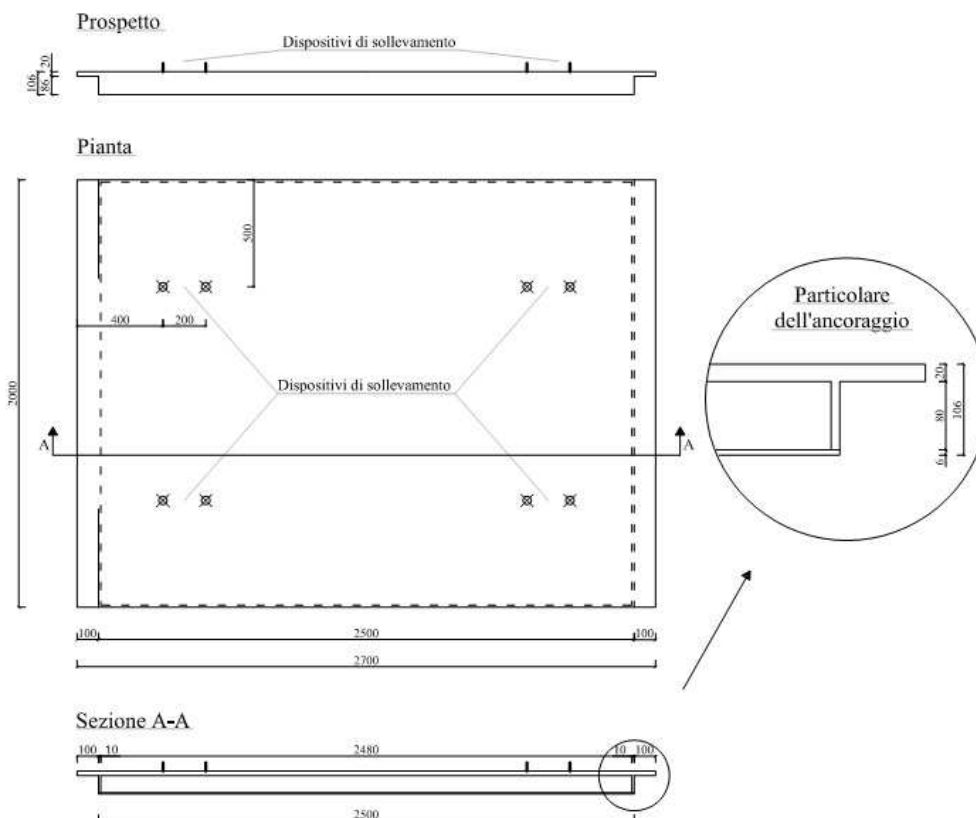


Figura 1.3: Geometria della coppella sandwich e particolari costruttivi con dimensioni in mm

1.3 Il nuovo prototipo

Questo elaborato di tesi ha come oggetto lo studio di due prototipi di pannello sandwich che mantengono invariate la geometria e la composizione degli strati esterni e che utilizzano materiali diversi per lo strato di isolante interno.

Lo strato superiore comune a tutti i nuovi prototipi ha uno spessore di 20 mm ed è realizzato in *UHPFRC*, la cui miscela ha un rapporto acqua/cemento pari a 0,18 ed è additivata con loppa d'altoforno e superfluidificanti. Il rinforzo è realizzato con microfibre metalliche rettilinee e lisce le quali, a differenza di quelle usate per il precedente prototipo, sono state orientate secondo la direzione degli sforzi principali attraverso un'apposita procedura descritta nel paragrafo 6.3.2. Questo strato è stato progettato per dare un sostanziale contributo alla capacità portante dell'intero pannello sandwich, che deve resistere alle condizioni di carichi previste dallo *SLE* e dallo *SLU*, e per sopportare da solo i carichi allo *SLU* nella combinazione eccezionale in presenza d'incendio.

Lo strato inferiore, anch'esso comune a tutti i prototipi, è realizzato con l'innovativa tecnologia del *TRC* che permette di ottenere uno spessore di 6 mm componendo una malta con aggregato molto fine (massimo 0,6 mm) ad alta resistenza meccanica, definita *Fine mortar*, con due strati di rete in fibra di vetro AR alcali-resistente prodotta da *Gavazzi S.p.A.*. Questo strato aumenta la capacità portante complessiva dell'elemento, resistendo alla trazione dovuta alle sollecitazioni flessionali e limitando così le tensioni nell'isolante al solo taglio, e conferendo un gradevole aspetto estetico grazie all'elevato grado di finitura superficiale. Nel progetto precedente le soluzioni alcaline prodotte dalla maturazione del calcestruzzo avevano portato alla completa corrosione della rete in vetro E, annullandone il contributo di rinforzo. Per evitare questo inconveniente si è scelto di introdurre in questi nuovi prototipi delle reti realizzate con vetro AR più resistente agli attacchi acidi.

I diversi prototipi possono essere classificati a partire dalle diverse proprietà fisiche dello strato intermedio di isolante:

- Nel *Prototipo 1* si utilizza uno strato di 80 mm di polistirene espanso con densità 25 kg/m^3 . Questa scelta progettuale nasce dall'esigenza di avere un elemento confrontabile con i pannelli già studiati, per poter valutare in modo chiaro quali siano i vantaggi ottenuti con le nuove croste esterne;

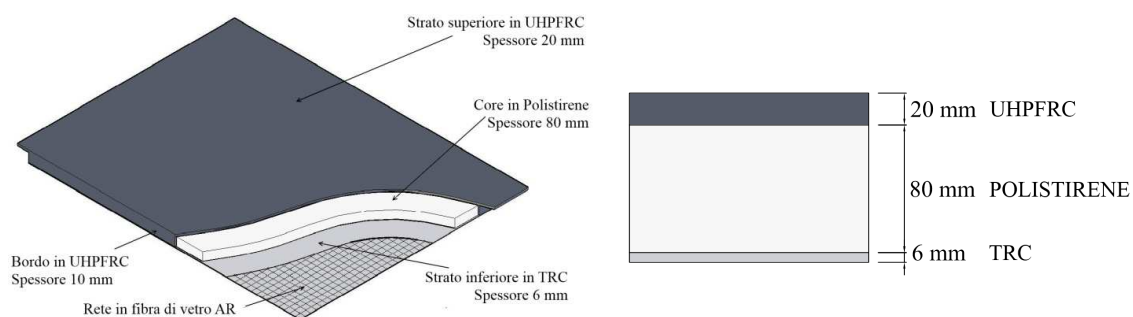


Figura 1.4: Prototipo 1: Stratigrafia e sezione

- Nel *Prototipo 2* si utilizza uno strato di 80 mm in vetro cellulare (tipo *Foamglas S3*), di densità 135 kg/m^3 . Questo materiale, meccanicamente più performante del polistirene e di minore impatto ambientale, è la vera innovazione di questa campagna sperimentale poiché garantisce un ottimo isolamento termo-acustico e ha un processo di produzione più ecologico rispetto all'isolante plastico, come sarà descritto nel Capitolo 8;

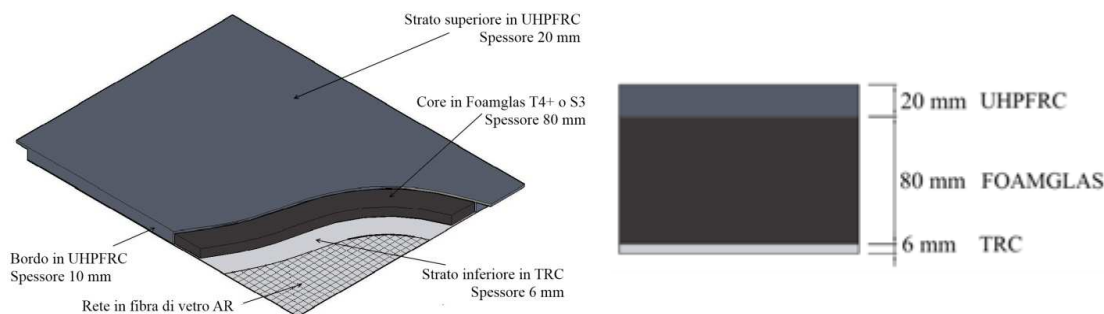


Figura 1.5: Prototipo 2: Stratigrafia e sezione

Le coppelle realizzate con queste nuove stratificazioni mostrano una serie di vantaggi rispetto agli elementi tradizionali. In primo luogo sono più leggere sia delle coppelle piene senza coibentazione, presenti sul mercato con uno spessore medio di 50 mm e peso di circa 125 kg/m², sia rispetto ai tradizionali pannelli a taglio termico prodotto da *Fumagalli S.p.A.* (Fig. 1.6), che raggiungono un peso proprio di 300 kg/m².

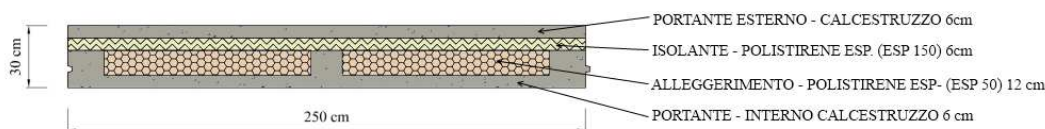


Figura 1.6: Sezione del pannello a taglio termico prodotto da Fumagalli SpA [2]

Come riportato in Tab. 1.1, considerando una densità del calcestruzzo pari a 2500 kg/m³, tutti i Prototipi pesano poco più della metà della coppella non coibentata e poco meno di un quarto della coppella a taglio termico, con un ingombro volumetrico di un terzo rispetto a quest'ultima. Si intuisce che la tecnologia sandwich rappresenta una prospettiva interessante sia nell'ottica della riduzione dei pesi propri dei componenti strutturali di un edificio sia della quantità di materiale impiegato.

Tipo di Coppella	Spessore [mm]	Volume [m ³]	Peso al m ² [kg]	Trasmittanza [W/m ² K]
Pannello non coibentato	50	0.050	125.0	32.0
Pannello taglio termico	300	0.300	303.3	0.219
Prototipo 1	106	0.106	67.0	0.496
Prototipo 2	106	0.106	75.8	0.557

Tabella 1.1: Dimensioni e trasmittanza termica delle diverse coppelle

Oltre a comportare una riduzione del peso, le proprietà isolanti del polistirene e del vetro cellulare permettono di evitare l'installazione a posteriori di un sistema coibentante esterno, mentre la bassa permeabilità tipica del *UHPFRC* permette di eliminare anche la lavorazione secondaria di impermeabilizzazione solitamente effettuata sugli estradossi degli edifici industriali. Queste coppelle sandwich sono quindi superfici resistenti, impermeabilizzate e termicamente isolate ed escono dallo stabilimento come prodotto finito e pronto da installare senza operazioni accessorie (escluso l'isolamento delle fughe tra i pannelli). Ciò riduce in modo sostanziale i costi, i tempi di realizzazione dell'opera e i rischi sempre connessi alle lavorazioni di finitura.

Per quanto riguarda il comportamento al fuoco, la stratigrafia è stata progettata per proteggere lo strato superiore in *UHPFRC*, unico elemento capace di sopportare il peso proprio del sandwich anche in condizioni eccezionali. Durante l'incendio lo strato più esterno in *TRC* è a contatto diretto con il fuoco ed è la prima barriera contro la diffusione del calore, mentre i diversi materiali isolanti si comportano in funzione della loro natura. Il polistirene, sublimando a basse temperature e decomponendosi appena sopra i 270°C, produce gas nocivi che limitano l'afflusso di calore verso lo strato superiore, ma elimina anche il contatto tra le due croste esterne imponendo quindi l'installazione preventiva di sistemi di connessione

che, se non adeguatamente progettati, creano un ponte termico all'interno del pannello. Il vetro cellulare, invece, è incombustibile e dimensionalmente stabile anche a elevate temperature e con la microstruttura a celle chiuse crea una barriera impermeabile che limita la diffusione dei fumi. L'utilizzo di questo nuovo materiale migliora notevolmente il comportamento complessivo alle alte temperature, garantendo una maggiore stabilità anche nelle fasi più avanzate dell'incendio ed eliminando il bisogno di particolari collegamenti tra le parti in calcestruzzo, esclusi i sistemi di sollevamento. Il calore potrà giungere allo strato superiore per conduzione attraverso i setti perimetrali che collegano le due croste o per convezione attraverso i gas sublimati. Lo studio della resistenza alle alte temperature non è però argomento di questo elaborato e sarà oggetto di successivi approfondimenti.

1.4 Edifici modello per la coppella sandwich

Le coppelle fin qui descritte sono elementi strutturali secondari utili per la realizzazione di coperture di edifici industriali con intradosso piano. In questo paragrafo ne descriveremo alcune possibili applicazioni. Nel primo esempio la configurazione tradizionale prevede la realizzazione della superficie piana affiancando le ali inferiori del tegolo in c.a.p. larga 2,5 m riportato in Fig. 1.7-1.8, mentre la copertura superiore è composta da coppelle curve in c.a. dotate di impermeabilizzazione. Tale schema strutturale è commercializzato da Fumagalli S.p.A. con il nome di sistema Phoenix e le travi di copertura sostengono sia il proprio peso sia il peso della copertura, oltre a permettere lo scolo delle acque meteoriche.



Figura 1.7: Schema strutturale Phoenix realizzato dalla Fumagalli S.p.A. [2]

La nuova soluzione prevede invece di sostituire le ali inferiori della trave con le coppelle sandwich più leggere, che dovranno reggere il peso degli impianti e del camminamento degli addetti alla manutenzione, e la realizzazione della copertura superiore con lastre in solo *UHPFRC*, atte a sostenere il carico da neve. In questo modo il peso complessivo della copertura diminuisce a favore di una maggior leggerezza dell'intera struttura e di una miglior efficienza termica dell'edificio. Per una miglior efficienza meccanica si potrebbe invertire la disposizione dei pannelli, mettendo la coppella sandwich superiormente, a diretto contatto con l'esterno, e la coppella più sottile in *UHPFRC* in sostituzione delle ali, ma questa nuova configurazione deve prevedere anche un adeguamento del sistema di appoggio per garantire la planarità della superficie inferiore.

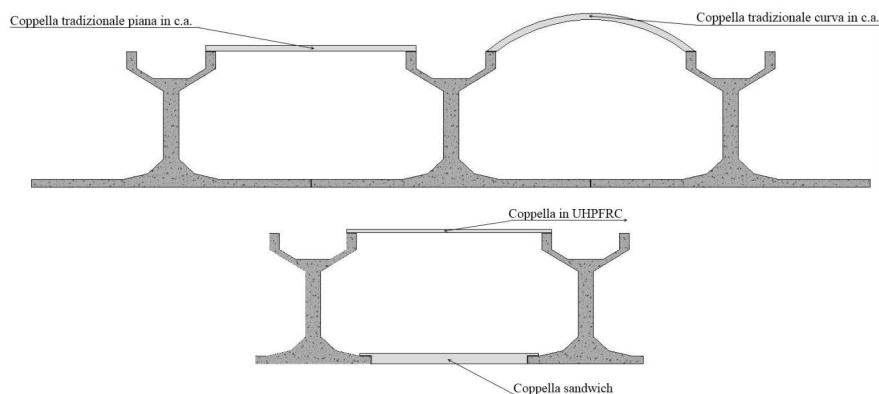


Figura 1.8: Soluzione tradizionale e alternativa dello schema strutturale Phoenix

Un secondo esempio considera l'impiego delle coppelle sandwich come elementi di chiusura tra due travi a doppia pendenza nello schema costruttivo ideato da *Fumagalli S.p.A.*, commercializzato con il nome di *Flexus*, che permette di raggiungere luci di 28 m e interasse tra le travi di 2,5 m.

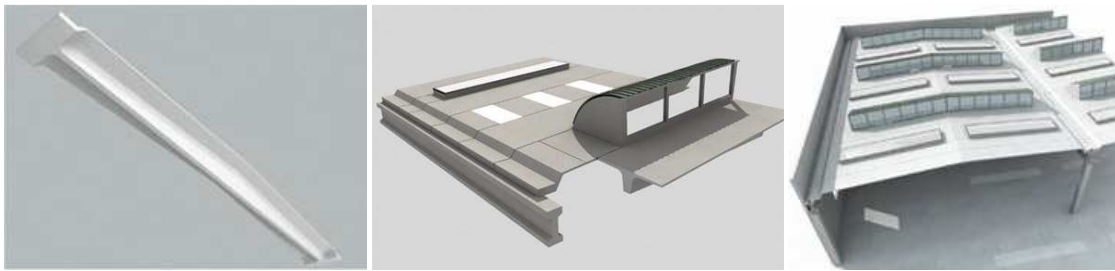


Figura 1.9: Schema strutturale *Flexus* realizzato dalla *Fumagalli S.p.A.*

In questo caso le coppelle sandwich sostituirebbero quelle tradizionali in c.a. e la diminuzione del peso permetterebbe di aumentare la luce massima della trave rendendo il sistema strutturale più adattabile alle diverse esigenze del committente dell'edificio.

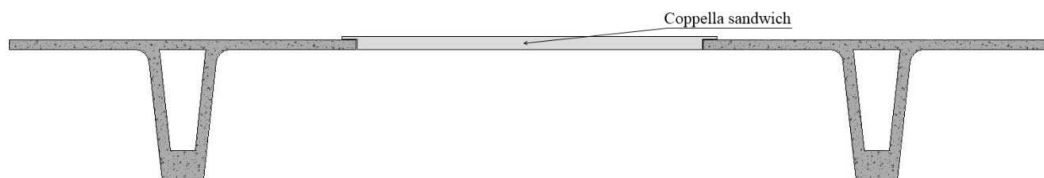


Figura 1.10: Soluzione alternativa dello schema strutturale *Flexus*

Nel terzo esempio la copertura tradizionale è realizzata affiancando travi a pigreco rovesciato in c.a.p. coperte superiormente con coppelle in c.a. piane o curve. Le modifiche proposte prevedono nel caso più semplice la sostituzione delle coppelle superiori con le coppelle sandwich, che garantisce un miglior isolamento termico, mentre per una migliore efficienza meccanica si possono sostituire le ali inferiori della trave con una lastra più sottile in *UHPFRC*. Un'altra opzione che, oltre a incrementare l'efficienza meccanica e termica dell'edificio, sarebbe in grado di migliorare anche l'aspetto estetico dell'intradosso della copertura prevede l'installazione delle coppelle *UHPFRC* superiormente e la sostituzione delle ali inferiori direttamente con una coppella sandwich.

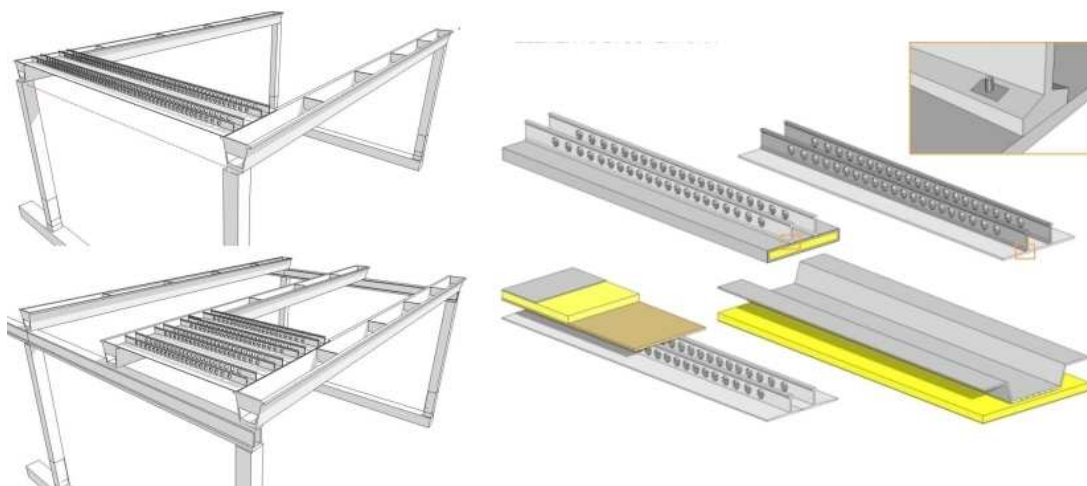


Figura 1.11: Diverse applicazioni di *UHPFRC* e *TRC* accoppiati a travi a pigreco rovesciato in c.a.p.

La struttura Sandwich

Le strutture sandwich sono usate principalmente nel settore aerospaziale e dei trasporti per la realizzazione di strutture primarie come i telai, le scocche e gli scafi, che devono essere sia leggeri che rigidi e molto resistenti, e nel settore delle costruzioni per le strutture secondarie come i pannelli di tamponamento e di copertura poco sollecitati e il cui scopo principale è l'isolamento.

Tali strutture sono composte tipicamente da due strati esterni, chiamate facce o pelli (*skin*), solitamente identici e realizzati in materiali con elevate caratteristiche meccaniche in modo da resistere alle sollecitazioni flessionali e ai carichi dinamici impattanti, e da uno strato interno, detto anima o *core*, ottenuto con materiali isolanti a bassa densità che deve garantire la congruenza, il trasferimento delle sollecitazioni tra le superfici esterne e l'isolamento termoacustico. Il principale vantaggio dei sandwich è infatti rappresentato dalla possibilità di aumentare notevolmente il rapporto tra rigidità flessionale e peso rispetto alle strutture tradizionali, raggiungendo ottime prestazioni meccaniche con un quantitativo di materiale inferiore. Nei paragrafi successivi si descriveranno nel dettaglio le origini di questa tecnologia, il relativo comportamento meccanico, le modalità di rottura, gli studi sperimentali e le teorie analitiche finora sviluppate.

2.1 Storia e utilizzi dei compositi Sandwich

L'idea di far collaborare due facce a una distanza prefissata fu proposta da *Delau* già nella prima metà dell'Ottocento, ma la prima applicazione reale delle strutture sandwich risale alla Seconda Guerra Mondiale. La carenza di materie prime spinse infatti l'Inghilterra a produrre le fusoliere degli aerei da bombardamento "Mosquito" incollando due strati in poliestere con fibre di vetro ad anime a nido d'ape (*honeycomb*) o in balsa [3].

Nel 1994 *Marguerre* pubblicò il primo articolo scientifico sul comportamento dei pannelli sandwich soggetti a carichi di compressione, nel 1948 *Hoff* derivò, con il Principio dei Lavori Virtuali, le equazioni differenziali e le condizioni al contorno per la flessione e l'instabilità di un pannello compresso e nel 1951 *Bijlaard* studiò come ottimizzare il comportamento dei sandwich in funzione del rapporto tra spessore delle facce e del *core*. Nel 1952 *Ericksen* scrisse un rapporto per la *US Forest Products Laboratory (USFPL)* in cui analizzava gli effetti della deformazione trasversale a taglio sugli spostamenti di piastre isotrope ed *Eringen* ricavò, a partire dal Teorema del minimo dell'energia potenziale, le quattro equazioni differenziali alle derivate parziali soluzioni del problema flessionale e di instabilità di un pannello isotropo rettangolare soggetto a diverse condizioni di carico e di vincolo. Nell'immediato dopoguerra si continuarono a sviluppare le strutture sandwich per scopi militari ma è a partire dagli anni '60 che, attraverso anche le pubblicazioni tecniche di *Plantema* (1966) e di *Allen* (1969), si diede la spinta necessaria alla diffusione di questa tecnologia verso altri campi produttivi. Nei quarant'anni che portano ai giorni nostri i pannelli sandwich hanno gradualmente invaso tutti i settori del trasporto: partendo dall'industria aeronautica, passando per quella navale fino alla produzione ferroviaria e automobilistica. Nella panoramica redatta nel 1992, *Bitzer* osserva che la quasi totalità degli involucri dei Boeing, degli Shuttle e dei satelliti sono realizzati con anima in nido d'ape e che, grazie alle particolari capacità di isolamento e di resistenza agli urti, il loro utilizzo si è diffuso anche nella realizzazione di scafi di grosse imbarcazioni e, soprattutto in Europa, nella produzione di carene sia dei treni ad alta velocità che delle automobili da corsa. Attualmente il prodotto è talmente diffuso che viene utilizzato anche per produrre attrezzatura sportiva come canoe, sci e tavole da surf.

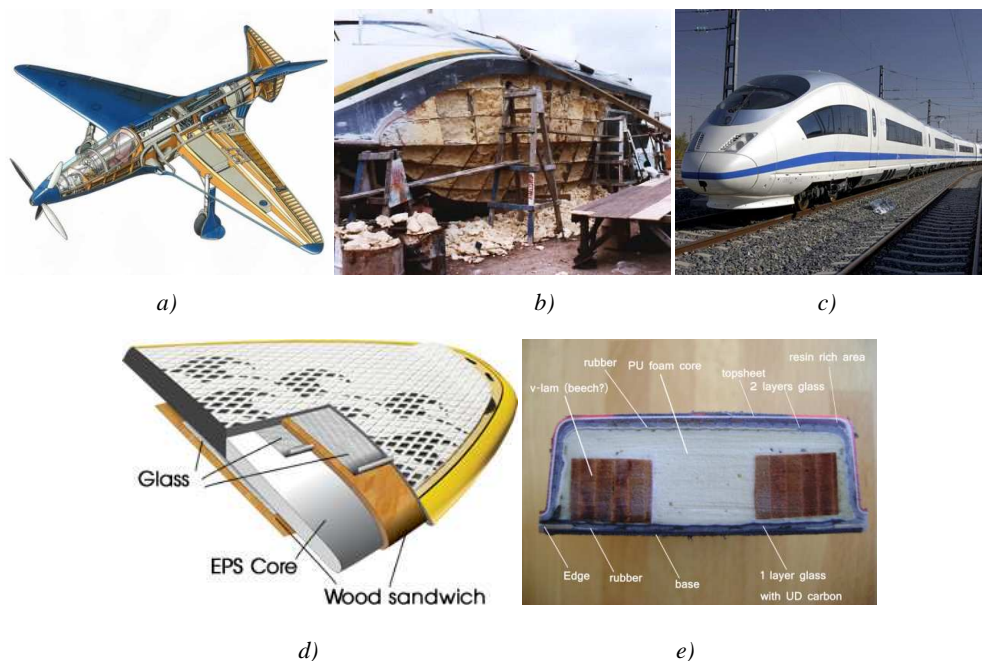


Figura 2.1: Esempi di applicazione dei pannelli sandwich: a) la fusoliera di un aereo; b) lo scafo di una barca; c) la carena di un treno ad alta velocità; d) una tavola da surf; e) uno sci da discesa

Lo sfruttamento dei compositi sandwich nella realizzazione di edifici è iniziato qualche decennio dopo rispetto all'industria meccanica [4]: è solo a partire dal 1970 che infatti si cominciano ad utilizzare pannelli in *GFRC* (*glass fiber reinforced composites*) con anime in schiuma di poliuretano per produrre elementi di copertura. Come è avvenuto nel settore meccanico, anche nel mondo delle costruzioni i sandwich si sono diffusi sempre di più nella realizzazione di pavimenti, di tetti, di pannelli di chiusura e in tutti gli elementi non strutturali in generale. Mentre in passato si producevano quasi esclusivamente pannelli in laminato metallico o in cemento armato con isolamento in schiume polimeriche, il maggiore interesse per la sostenibilità delle costruzioni spinge oggi verso l'impiego di materiali più performanti e durevoli per la produzione delle croste esterne, come l'*UHPFRC* e il *TRC*, e di isolanti ecologicamente compatibili per il *core*, come il vetro cellulare.

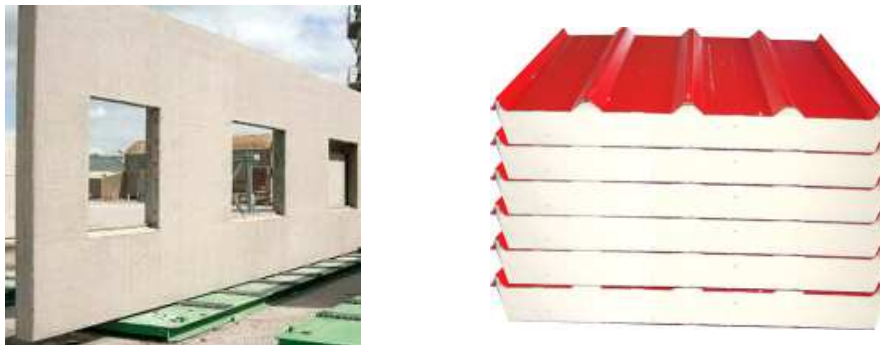


Figura 2.2: Esempi di applicazione dei pannelli sandwich nelle costruzioni: nei pannelli di tamponamento e di copertura

2.2 I componenti del sandwich

Una lamina sandwich è composta principalmente da due pelli, da un'anima ed eventualmente da due strati di adesivo che uniscono le due parti [5].

Le pelli conferiscono alla struttura le principali proprietà di rigidità e resistenza flessionale sopportando i carichi di trazione e compressione indotti dal momento flettente agente e sono realizzate sia con laminati in materiale isotropo, come i metalli e i laminati plastici, che con materiali compositi a base polimerica o cementizia rinforzati con fibre o dei tessuti.

Il *core* svolge un ruolo fondamentale per il raggiungimento della rigidità flessionale perché deve garantire la collaborazione tra le parti e la diffusione del taglio dal punto di applicazione del carico fino agli appoggi senza eccessivi scorrimenti relativi all'interfaccia. Inoltre deve essere leggero per ridurre il peso della struttura ma avere anche un'adeguata rigidità a compressione per mantenere le facce a distanza costante anche sotto l'azione di carichi localizzati. Possiamo distinguere i diversi tipi di *core* secondo la loro struttura interna:

- *Solido*: il materiale più utilizzato in questo caso è la balsa (densità $100-300 \text{ kg/m}^3$) che si ottiene sovrapponendo sottili lamine di legno, tagliate ortogonalmente al grano, fino a realizzare lo spessore necessario. È un materiale economico con buone proprietà meccaniche e ottima lavorabilità utilizzato principalmente in campo nautico.
- *Honeycomb* (*A nido d'ape*): il nome deriva dalla particolare geometria a celle alveolari affiancate e la densità varia tra 20 e 200 kg/m^3 in funzione anche del materiale con cui vengono realizzate. Nonostante abbia un eccellente comportamento meccanico, i costi di produzione e le difficoltà legate all'incollaggio e alla sensibilità all'umidità limitano il suo campo di applicazione a prodotti il cui costo è secondario rispetto alle prestazioni, come nei settori aeronautico, aerospaziale e sportivo.

- *Corrugati*: sono laminati realizzati nello stesso materiale delle pelli e sagomati in modo da distanziare e allo stesso tempo collegare le due lamine esterne. Queste anime hanno un comportamento meccanico ortotropo e sono impiegate per la maggior parte nelle strutture di dissipazione di energia perché a differenza dei sandwich tradizionali, che delaminano in seguito ad un impatto violento, il laminato interno attiva tutte le rotture assorbendo un elevato quantitativo di energia.
- *Schiume (foam)*: l'introduzione di gas all'interno di un materiale allo stato liquido consente di ottenere strutture tridimensionali composte da celle, aperte o chiuse, con pareti sottili e densità compresa tra 15 e 300 kg/m³. Le schiume più diffuse sono prodotte con resine sia termoindurenti, più rigide e meno sensibili alla temperatura, sia termoplastiche, più duttili e tenaci, come il poliuretano espanso, il polistirene, il polietilene, il PVC (polivinilcloride), il polimetacrilammide ecc. Anche il vetro cellulare utilizza questa tecnologia partendo da una soluzione di vetro fuso riciclato. Un'ulteriore categoria è rappresentata dalle schiume sintattiche, prodotte miscelando una resina polimerica con delle microsferiche, piccole e cave, di vetro o polimero. Le proprietà meccaniche delle schiume in generale sono modeste e variano a seconda del materiale, dello spessore e delle dimensioni delle celle mentre tutte garantiscono ottime prestazioni di isolamento termico e acustico.

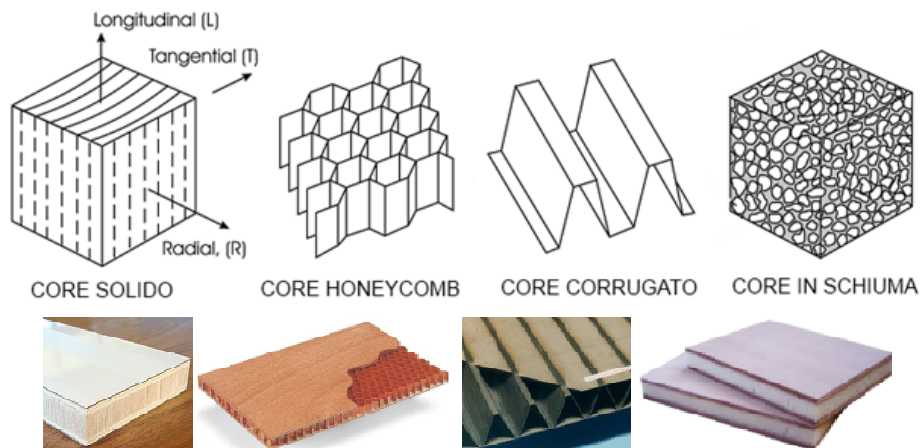


Figura 2.3: Le quattro tipologie di core più utilizzate per la produzione di pannelli sandwich

Il contatto tra il *core* e le pelli è solitamente realizzato con adesivi a medio modulo elastico e ad alta resistenza che hanno un buon comportamento a taglio e una resistenza a trazione superiore rispetto a quella del materiale isolante. A questi collanti è richiesta anche buona bagnabilità, per potersi infiltrare all'interno delle superfici porose, buona tenacità, tolleranza alle alte temperature e stabilità geometrica. Gli adesivi strutturali maggiormente diffusi sono resine termoindurenti come la resina epossidica, che forniscono ottime prestazioni di resistenza ad alte temperature, agli attacchi chimici e al ritiro, ma si utilizzano anche polimeri meno performanti come le resine poliuretatiche, fenoliche e acriliche, o le resine termoplastiche.

2.3 Teoria classica della trave applicata ai Sandwich

Il successo delle strutture sandwich è legato all'elevato rapporto tra rigidezza flessionale e peso proprio che li rende leggeri, poco deformabili, molto resistenti all'instabilità e meno sensibili alle vibrazioni rispetto alle strutture tradizionali [6].

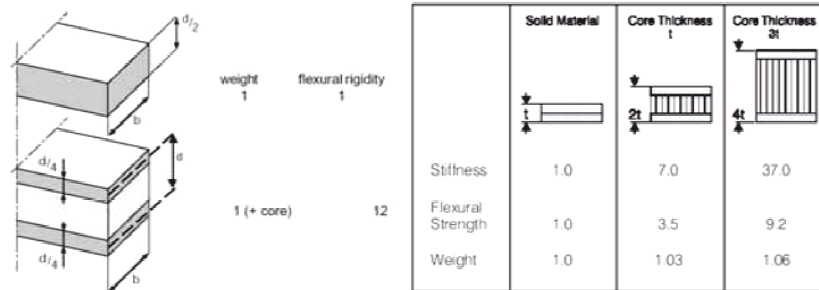


Figura 2.4: Variazione della rigidezza flessionale delle travi sandwich in funzione dello spessore del core

$$\frac{D_{trave}}{D_{sandwich}} = \frac{\frac{1}{12} b \cdot (2 \cdot t_f)^3}{2 \cdot \frac{1}{12} b \cdot (t_f)^3 + 2 \cdot b \cdot t_f \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2} \cong \frac{\frac{1}{12} b \cdot (2 \cdot t_f)^3}{2 \cdot b \cdot t_f \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^2} \cong \frac{3}{4} \cdot \left(\frac{h}{t_f}\right)^2 \quad (2.1)$$

Come mostrato nella Fig. 2.4, il rapporto (2.1) tra le rigidezze flessionali di una trave monolitica e di una trave sandwich con ali di pari volume, come quella in Fig. 2.6, dipende dal quadrato del rapporto tra lo spessore delle anime e delle facce e quindi bastano spessori minimi di isolante per migliorare sostanzialmente le prestazioni. Tale effetto si ha se il core è sufficientemente rigido da non incamerare eccessivi scorrimenti; in caso contrario le pelli tendono a flettersi indipendentemente tra loro e il comportamento dell'intera struttura si allontana da quello di trave. Ciò è confermato anche dall'analisi comparativa tra le rigidezze di una trave monolitica e di una ottenuta sovrapponendo due travi con spessore dimezzato e non congruenti tra loro, mostrata nella Fig. 2.5 e nella formula (2.2) qui di seguito.

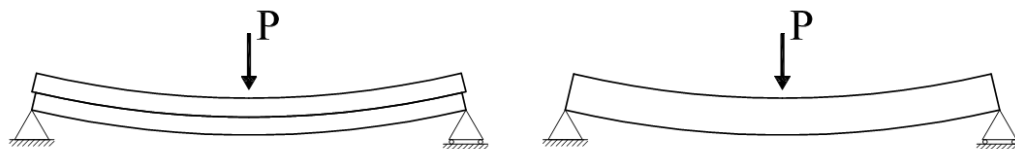


Figura 2.5: Trave monolitica e trave composta da due elementi sovrapposti con spessore dimezzato

$$\frac{D_{trave2}}{D_{trave1}} = \frac{2 \cdot \frac{1}{12} \cdot b \cdot \left(\frac{h}{2}\right)^3}{\frac{1}{12} b \cdot h^3} = \frac{\frac{1}{48} b \cdot h^3}{\frac{1}{12} b \cdot h^3} = \frac{1}{4} \quad (2.2)$$

La mancanza di collaborazione tra le due facce provoca una perdita di rigidezza del 75% e un corrispettivo aumento della deformabilità.

2.3.1 Andamento di sforzi e deformazioni nella sezione

Nell'ipotesi che sia garantita la congruenza tra i diversi strati, è possibile ricavare l'andamento dello stato tensionale di una sezione sandwich attraverso la classica teoria flessionale della trave secondo *Eulero-Bernoulli*, la quale si basa sull'ipotesi di sezione piana di *Navier*, secondo cui una sezione perpendicolare al piano medio della trave in condizione indeformata si mantiene tale anche in configurazione deformata.

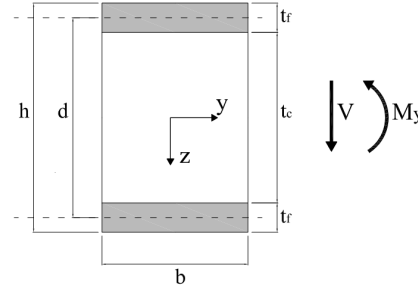


Figura 2.6: Sezione di una trave sandwich simmetrica

La sezione simmetrica di trave sandwich soggetta a flessione $M(x)$ e taglio $V(x)$ riportata in Fig. 2.6, ha rigidezza flessionale calcolata secondo la formula (2.3):

$$D_{trave} = EI = 2 \cdot \left[E_f \cdot \left(\frac{b \cdot t_f^3}{12} \right) + E_f \cdot \left(b \cdot t_f \cdot \frac{d^2}{4} \right) \right] + \left[E_c \cdot \left(\frac{b \cdot t_c^3}{12} \right) \right] \quad (2.3)$$

Dove:

- D_{trave} rigidezza flessionale della trave sandwich
- E_f, E_c modulo elastico delle facce e del core
- t_f, t_c spessore delle facce e del core
- b larghezza della trave

Gli sforzi normali agenti lungo la coordinata verticale z dipendono dal rapporto tra i moduli elastici dei materiali e seguono l'andamento descritto nelle equazioni (2.4) e (2.5) e riportato schematicamente nella Fig. 2.7:

$$\begin{cases} [\sigma_x(x, z)]_f = E_f \cdot \left(\frac{M_y(x)}{D_{trave}} \right) \cdot z & \text{per } \frac{t_c}{2} \leq |z| \leq \frac{h}{2} \\ [\sigma_x(x, z)]_c = E_c \cdot \left(\frac{M_y(x)}{D_{trave}} \right) \cdot z & \text{per } 0 \leq |z| \leq \frac{t_c}{2} \end{cases} \quad (2.4)$$

$$\quad (2.5)$$

Data la grande differenza di modulo elastico tra le croste esterne e l'anima è lecito trascurare le sollecitazioni nello strato intermedio e considerare solo le tensioni membranali agenti nelle ali con valore costante e pari al valore medio calcolato nell'equazione (2.6):

$$[\sigma_x(x, z)]_f = E_f \cdot \left(\frac{M_y(x)}{D_{trave}} \right) \cdot \frac{d}{2} \quad (2.6)$$

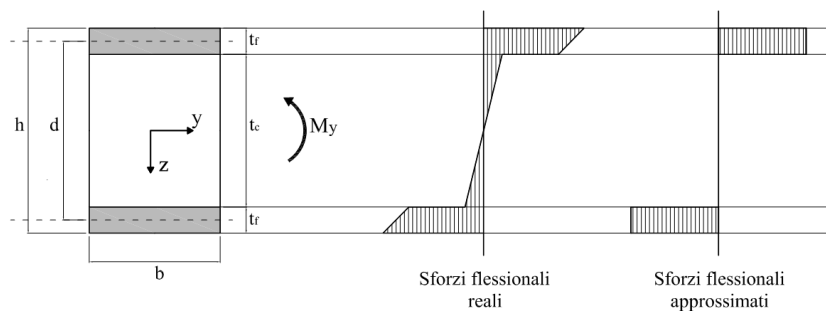


Figura 2.7: Andamento degli sforzi normali reali e approssimati nella sezione sandwich

Il taglio provoca invece delle sollecitazioni che possono essere valutate con l'equazione (2.7) prevista dalla Teoria di Jourawsky:

$$\tau_{xz}(x, z) = \frac{T(x)}{D_{trave} \cdot b(z)} \sum [(S_y)_{A'} \cdot E] \quad (2.7)$$

Dove:

- D_{trave} rigidezza flessionale della trave sandwich
- S_y momento statico rispetto all'asse y della A' racchiusa dai contorni della sezione e da una corda distante z' dall'asse neutro y

L'andamento sezionele dello sforzo tagliante descritto nelle equazioni (2.8-2.9) e rappresentato nella Fig. 2.9 dipendente anch'esso dalla rigidezza della trave sandwich valutata in (2.3) e dal rapporto tra i moduli elastici dei materiali:

$$\begin{cases} [\tau_{xz}(x, z)]_f = \frac{T(x)}{D_{trave}} \cdot \left[E_f \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{h^2}{4} - z^2 \right) \right] & \text{per } \frac{t_c}{2} \leq |z| \leq \frac{h}{2} \quad (2.8) \\ [\tau_{xz}(x, z)]_f = \frac{T(x)}{D_{trave} \cdot b(z)} \cdot \left[E_f \cdot \frac{d \cdot t_f}{2} + E_c \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{t_c^2}{4} - z^2 \right) \right] & \text{per } 0 \leq |z| \leq \frac{t_c}{2} \quad (2.9) \end{cases}$$

In questo caso la disparità tra i moduli elastici concentra la quasi totalità del taglio nello spessore dell'isolante; l'andamento può essere approssimato con una sollecitazione lineare nelle ali e costante in tutto il *core* di valore:

$$[\tau_{xz}(x, z)]_f = \frac{T(x)}{D_{trave}} \cdot \left[E_f \cdot \frac{d \cdot t}{2} \right] \cong \frac{T(x)}{b \cdot d} \quad (2.10)$$

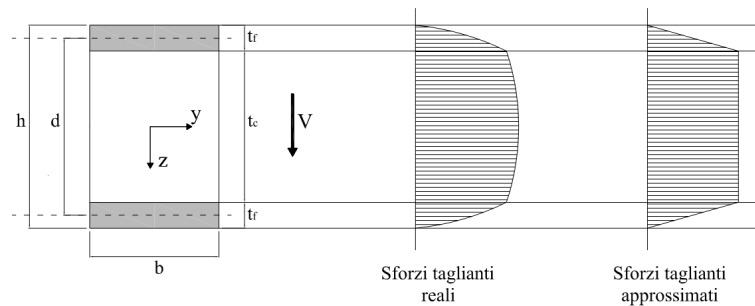


Figura 2.8: Andamento degli sforzi taglianti reali e approssimati nella sezione sandwich

2.4 Le altre teorie analitiche

L'ipotesi di sezione piana trova conferma nel comportamento di travi sandwich con *core* rigido in materiale solido, in *honeycomb* o in corrugato, dove gli scorrimenti a taglio sono trascurabili. Nel caso invece di composti sandwich con *core* deformabile come quelli in schiuma, il contributo deformativo a taglio diventa rilevante e deve essere integrato alla deformazione di origine flessionale.

2.4.1 Teoria di Plantema

La teoria dei sandwich proposta da *Plantema* nel 1966 [7] nasce dallo studio del comportamento deformativo di sandwich realizzati per le applicazioni meccaniche, che accoppiano facce sottili e molto resistenti con uno strato di isolante leggero e poco rigido a taglio. Il comportamento deformativo di un elemento con strato intermedio a bassa rigidezza è ottenuto combinando il contributo flessionale, ricavato secondo le ipotesi di trave alla *Eulero-Bernoulli*, con un contributo tagliante, prodotto dagli scorrimenti nel *core* valutato come *anti-plane*, cioè deformabile trasversalmente, ma infinitamente rigido nella direzione dello spessore.

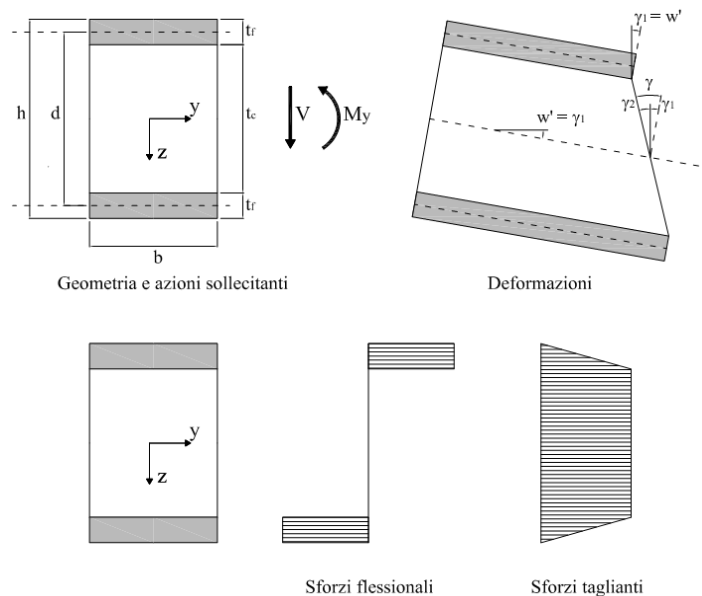


Figura 2.9: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich e stato tensionale per la teoria di Plantema

A partire da queste assunzioni è stata ricavata un'equazione differenziale che descrive il comportamento complessivo del materiale sandwich senza tenere conto delle possibili deformazioni locali o concentrazione degli sforzi dovute a carichi puntuali. Le relazioni che legano gli sforzi agli scorrimenti γ e agli abbassamenti w sono:

$$\{M = D_{trave} \cdot (\gamma' - w'') \tag{2.11}$$

$$\{V = G_{trave} \cdot \gamma \tag{2.12}$$

Dove le rigidzze flessionali e di taglio del sandwich valgono rispettivamente:

$$D_{trave} = \frac{E_{f1} \cdot A_{f1} \cdot E_{f2} \cdot A_{f2} \cdot d^2}{E_{f1} \cdot A_{f1} + E_{f2} \cdot A_{f2}} \tag{2.13}$$

$$G_{trave} = A_c \cdot \frac{G_c \cdot d}{d_c} \tag{2.14}$$

Con A_{fi} e E_{fi} Area e Modulo elastico delle facce esterne e A_c e G_c Area e Modulo di Taglio del *core*. Introducendo queste relazioni nelle equazioni di equilibrio della teoria flessionale della trave otteniamo le due equazioni differenziali che governano il problema sia in funzione del carico generico:

$$\begin{cases} w^{IV} = \frac{q}{D_{trave}} - \frac{q^{II}}{G_{trave}} & (2.15) \\ \gamma^{II} = -\frac{q^I}{G_{trave}} & (2.16) \end{cases}$$

sia in funzione delle azioni interne di flessione e di taglio:

$$\begin{cases} w^{II} = -\frac{M}{D_{trave}} + \frac{V^I}{G_{trave}} & (2.17) \\ \gamma = \frac{V}{G_{trave}} & (2.18) \end{cases}$$

2.4.2 Teoria di Stamm & Witte

Nel 1974 *Stamm & Witte* [8] estendono la teoria precedente prendendo in considerazione la possibilità che le facce esterne siano sufficientemente rigide da subire anche sollecitazioni flessionali e taglianti proporzionali alla loro rigidezza rispetto a quella dell'intero sistema, come quelle in calcestruzzo o acciaio profilato.

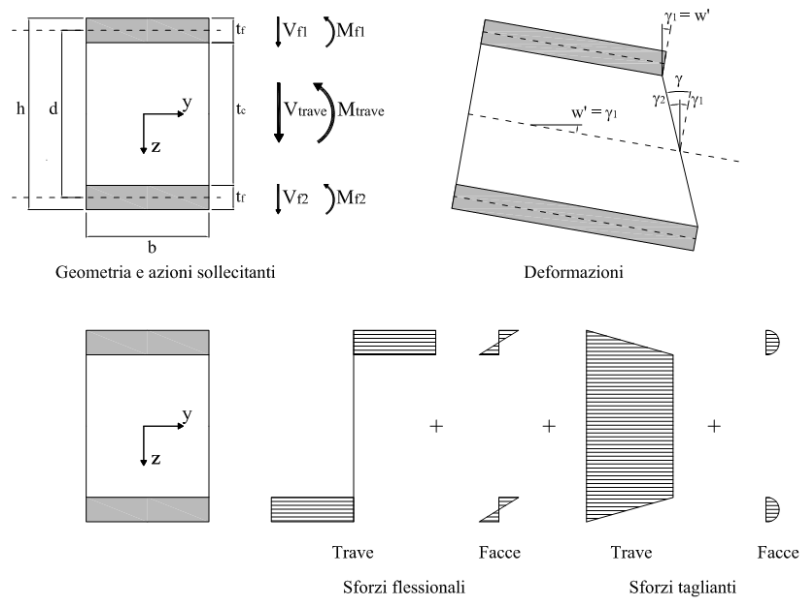


Figura 2.10: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich e stato tensionale per la teoria di Stamm & Witte

Al legame tra sforzi e deformazioni definiti in (2.11-2.12) si aggiungono le equazioni di equilibrio locale nelle due facce:

$$\begin{cases} M_{tot} = M_{f1} + M_{f2} + M_{trave} = D_{trave} \cdot (\gamma' - w'') - D_{f1} \cdot w^{II} - D_{f2} \cdot w^{II} & (2.19) \\ V_{tot} = V_{f1} + V_{f2} + V_{trave} = G_{trave} \cdot \gamma - D_{f1} \cdot w^{III} - D_{f2} \cdot w^{III} & (2.20) \\ D_{tot} = D_{f1} + D_{f2} + D_{trave} & (2.21) \end{cases}$$

Con D_{fi} rigidezza flessionale della faccia i-esima.

Le nuove equazioni differenziali che governano il problema sono:

$$\begin{cases} G_{trave} \cdot \gamma - (D_{f1} + D_{f2}) \cdot w^{III} = V_{tot} & (2.22) \\ D_{trave} \cdot \gamma' - D_{tot} \cdot w^{II} = M_{tot} & (2.23) \end{cases}$$

Che elaborate tra loro portano a una sola equazione differenziale:

$$w^{IV} - \left(\frac{\lambda}{L}\right)^2 \cdot w^{II} = \left(\frac{\lambda}{L}\right)^2 \cdot \frac{M_{tot}}{B_{tot}} + \frac{1 + \alpha}{\alpha} \cdot \frac{q}{B_{tot}} \quad (2.24)$$

La (2.24) è dipendente dalla lunghezza del pannello L , dal rapporto tra la rigidezza flessionale delle facce e del pannello α , dal rapporto tra la rigidezza flessionale e la rigidezza tagliante β e da un parametro λ^2 che le combina tra loro:

$$\alpha = \frac{(D_{f1} + D_{f2})}{D_{tot}} \quad (2.25)$$

$$\beta = \frac{D_{trave}}{G_{trave} \cdot L^2} \quad (2.26)$$

$$\lambda^2 = \frac{1 + \alpha}{\alpha \cdot \beta} \quad (2.27)$$

2.4.3 Teoria al primo ordine di Frostig

L'utilizzo sempre più frequente di schiume polimeriche, più flessibili rispetto alle anime in *honeycomb*, mette in crisi anche l'ipotesi di incompressibilità del *core*, soprattutto per condizioni di carico localizzate. La deformabilità nella direzione dello spessore delle schiume modifica il comportamento complessivo del sandwich: cambia la configurazione tensionale e le facce si deformano in modo differente rispetto a quanto avveniva nei *core anti-plane*, dove le tensioni longitudinali erano trascurate e gli sforzi di taglio erano indipendenti dalle coordinate verticali. Nel 1990 *Frostig et al.* propongono una teoria analitica che tiene conto di queste deformazioni aggiuntive e indagano il comportamento sia di una trave sandwich a sezione simmetrica [9] che di una più generale con facce di dimensioni e materiali diversi [10].

Le ipotesi alla base della teoria sono le seguenti:

- Nelle facce le deformazioni flessionali seguono la teoria classica della trave, rispettando l'ipotesi di planarità della sezione di *Navier*, mentre gli scorrimenti a taglio sono trascurabili;
- L'anima ha rigidezza trascurabile rispetto agli sforzi orizzontali ma resiste agli sforzi di taglio e agli sforzi verticali;
- Il contatto tra facce e anima resiste agli sforzi verticali e agli sforzi di taglio;
- Il comportamento è elastico e vale l'ipotesi di piccoli spostamenti.

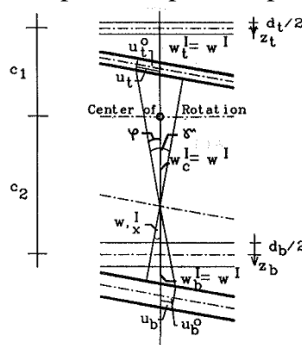


Figura 2.11: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich per la teoria al primo ordine di Frostig

La configurazione degli sforzi e delle deformazioni nasce dalla sovrapposizione dei risultati ottenuti dall'analisi di due diversi modelli di trave riportati in Fig. 2.12:

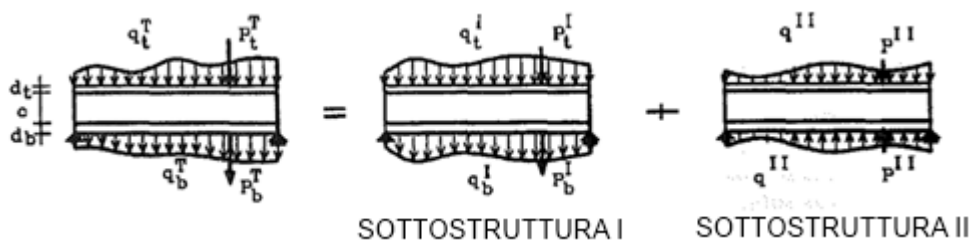


Figura 2.12: Suddivisione della struttura secondo la teoria al primo ordine di Frostig

La sottostruttura I è una trave sandwich con *core anti-plane*, come quella proposta da *Plantema*, in cui le facce si prendono carico di tutte le azioni membranali dovute alla flessione, reagendo con deformazioni

identiche, e l'anima è sottoposta a uno sforzo di taglio costante ma mantiene invariata la sua altezza. Le equazioni differenziali governanti sono:

$$\begin{cases} -\frac{\tau_{,xx}c}{G_c} + \tau b \left(\frac{1}{EA_b} + \frac{1}{EA_t} \right) + w_{,xxx} \left(c + \frac{d_t}{2} + \frac{d_b}{2} \right) = 0 & (2.28) \\ w'_{,xxxx}(EI_t + EI_b) - \tau_{,x}b \left(c + \frac{d_t}{2} + \frac{d_b}{2} \right) = q_t^I + q_b^I = q^{Tot} & (2.29) \end{cases}$$

La sottostruttura II consiste in due facce che possono deformarsi indipendentemente e un'anima elastica, flessibile verticalmente e molto flessibile longitudinalmente, libera dagli sforzi di taglio grazie ad un sistema di carichi che autoequilibrano la struttura. Questo modello è molto simile ad una trave appoggiata su suolo elastico e l'equazione governante è:

$$w''_{b,xxxx}(EI_t - EI_b) + \frac{b(EI_t + EI_b)E_c}{EI_t c} w''_b + \tau_{,x}b \left(\frac{d_t - d_b}{2} \right) = q'' \quad (2.30)$$

Il comportamento complessivo della struttura si ottiene sovrapponendo le deformate ricavate dalle due sottostrutture e si nota che:

- Le azioni assiali nelle facce, le azioni taglianti e gli sforzi di taglio nel *core* e all'interfaccia dipendono solo dalla prima sottostruttura;
- Gli sforzi assiali all'interfaccia e gli sforzi verticali nel *core* dipendono solo dalla seconda sottostruttura;
- Le deformazioni, il taglio e i momenti nelle facce sono combinazioni delle due sottostrutture.

2.4.4 Teoria al secondo ordine di Frostig

In seguito a prove sperimentali con carichi concentrati svolte su travi sandwich con *core* in schiuma polimerica, *Fostig et al.* [11] hanno notato che le sezioni in prossimità del carico si deformano in modo non lineare a causa della concentrazione del taglio sia nelle facce che nell'anima come mostrato schematicamente in Fig. 2.13. Nel 1992 propongono un modello più raffinato che tiene conto anche di queste deformazioni locali abbandonando l'ipotesi generale di planarità della sezione del *core* in condizione deformata.

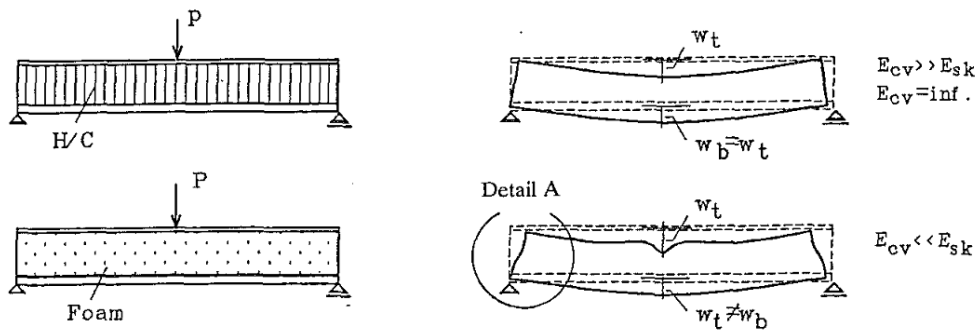


Figura 2.13: Confronto tra le deformate di una trave sandwich a core rigido e a core flessibile

La teoria tiene conto degli effetti al secondo ordine dovuti alle deformazioni non lineari del *core* e si basa sulle seguenti assunzioni:

- Le facce sono considerate come travi ordinarie resistenti a flessione e alle azioni assiali;
- L'anima è un materiale elastico in due dimensioni: subisce sforzi di taglio e sforzi verticali ma non sforzi orizzontali e può deformarsi liberamente in direzione verticale assumendo configurazioni anche non lineari;
- Il contatto tra facce e anima resiste agli sforzi verticali e agli sforzi di taglio.

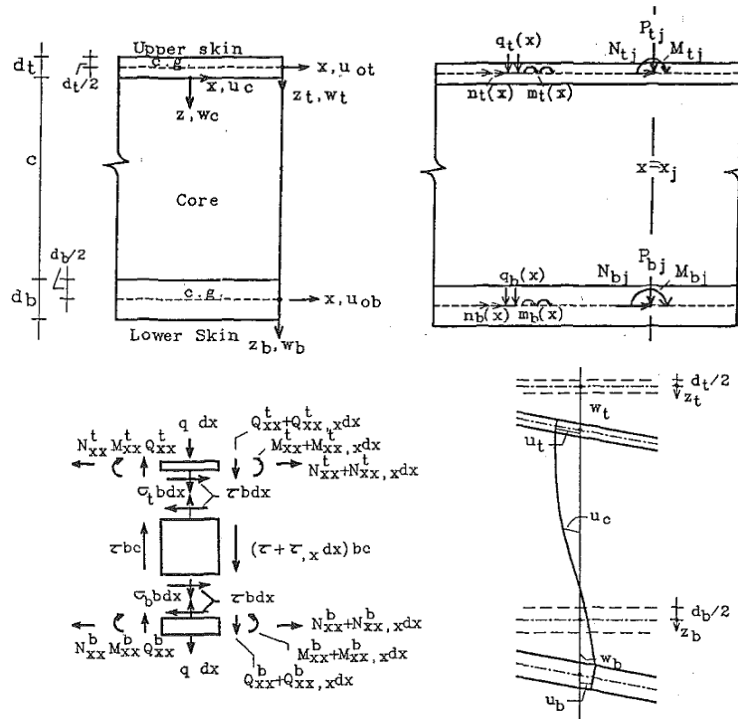


Figura 2.14: Configurazione indeformata e deformata della sezione sandwich e stato tensionale per la teoria al secondo ordine di Frostig

A partire dalla cinematica riportata in Fig. 2.14 e attraverso la *Teoria del minimo dell'Energia Potenziale*, si ottengono le cinque equazioni differenziali (2.31-2.35) in funzione delle deformazioni orizzontali e verticali delle facce superiore, u_t e w_t , ed inferiore, u_b e w_b , e lo sforzo di taglio nel *core* τ :

$$EA_t u_{0t,xx} + \tau b = -n_t \tag{2.31}$$

$$EA_b u_{0b,xx} - \tau b = -n_b \tag{2.32}$$

$$EI_t w_{t,xxxx} + \frac{bE_c w_t}{c} - \frac{bE_c w_b}{c} - \frac{\tau_x b(c + d_t)}{2} = q_t - m_{t,x} \tag{2.33}$$

$$EI_b w_{b,xxxx} + \frac{bE_c w_b}{c} - \frac{bE_c w_t}{c} - \frac{\tau_x b(c + d_b)}{2} = q_b - m_{b,x} \tag{2.34}$$

$$u_{0t}b - u_{0b}b - \frac{w_{t,x}b(c + d_t)}{2} - \frac{w_{b,x}b(c + d_b)}{2} - \frac{\tau_{,xx}bc^3}{12E_c} + \frac{\tau bc}{G_c} = 0 \tag{2.35}$$

Elaborando queste equazioni è possibile ottenerne tre accoppiate che governano il comportamento verticale:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{\tau_{,xxxx}c^3}{12E_c} - \frac{\tau_{,xx}c}{G_c} + \tau b \left(\frac{1}{EA_b} + \frac{1}{EA_t} \right) + \frac{w_{t,xxx}(c + d_t)}{2} + \frac{w_{b,xxx}(c + d_b)}{2} &= \frac{n_b}{EA_b} - \frac{n_t}{EA_t} \end{aligned} \right. \tag{2.36}$$

$$\left\{ \begin{aligned} -EI_t w_{t,xxxx} - EI_b w_{b,xxxx} + \tau_x b \left(c + \frac{d_t}{2} + \frac{d_b}{2} \right) &= -(q_t + q_b) + (m_{t,x} + m_{b,x}) \end{aligned} \right. \tag{2.37}$$

$$\left\{ \begin{aligned} -EI_t w_{t,xxxx} - EI_b w_{b,xxxx} + \tau_x b \left(\frac{d_t - d_b}{2} \right) - \frac{2bE_c}{c} w_t + \frac{2bE_c}{c} w_b &= -(q_t - q_b) + (m_{t,x} - m_{b,x}) \end{aligned} \right. \tag{2.38}$$

2.5 Il comportamento meccanico e le modalità di rottura

I lavori che trattano la tecnologia sandwich sono innumerevoli e si occupano, oltre che degli studi analitici descritti nel paragrafo precedente, anche della caratterizzazione sperimentale del comportamento meccanico di strutture sandwich composte con diverse geometrie e materiali. Dalle molteplici pubblicazioni presenti in letteratura si evince che esistono diversi meccanismi di rottura che collaborano come un sistema in serie e influenzano l'andamento della curva carico-spostamento, anticipando o posticipando il collasso. La resistenza di un pannello sandwich dipende quindi dalle proprietà meccaniche dei singoli materiali che compongono le facce, l'anima e il contatto tra i due, ma anche dalla configurazione di carico e dalle condizioni al contorno [12]. Di seguito verranno descritte le principali modalità di rottura e i parametri che ne influenzano l'attivazione.

2.5.1 Rottura per trazione delle facce

La rottura che sfrutta al meglio le potenzialità del sandwich si verifica quando le tensioni membranali dovute alla flessione con equazione (2.39) superano la resistenza a trazione del materiale che compone le ali:

$$\sigma_x = E_f \cdot \left(\frac{M_y(x)}{D} \right) \cdot \frac{d}{2} \quad (2.39)$$

È difficile raggiungere questa modalità di rottura soprattutto perché gli altri meccanismi di rottura sono solitamente molto più deboli.

2.5.2 Rottura per corrugamento

Nei pannelli sandwich con ali molto sottili, prima che si raggiunga la resistenza a trazione delle facce, la rottura avviene per corrugamento localizzato degli strati adiacenti alla faccia compressa e per valori di carico inferiori rispetto all'instabilità globale Euleriana.

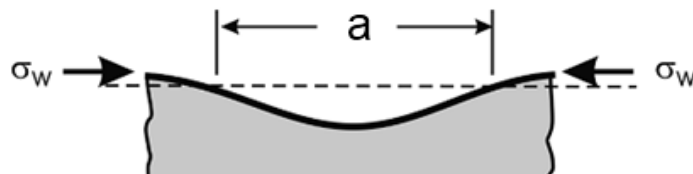


Figura 2.15: Stato tensionale della rottura per corrugamento

Hoff & Mautner (1945), Plantema (1966) e Allen (1969) [13] valutano le tensioni modellando la zona critica come una trave su suolo elastico con spostamento trasversale pari al prodotto tra una funzione sinusoidale in x e una funzione ipotizzata $K(z)$ e propongono valori di sforzo critico σ_{cr} , ottenuti eguagliando il lavoro compiuto dalla forza di compressione con l'energia di deformazione legata alla flessione della faccia compressa e alla compressione del *core*, e lunghezze d'onda a , ricavate minimizzando l'energia potenziale totale del sistema. I risultati ottenuti dai tre autori sono riportati nella pagina seguente.

$$\begin{cases} \sigma_{cr}^f = 0,91 \cdot \sqrt[3]{E_f \cdot E_c \cdot G_c} \\ a = 1,65 \cdot t_f \cdot \sqrt[6]{\frac{E_f^2}{E_c \cdot G_c}} \end{cases} \quad (2.40) \quad \text{HOFF E MAUTNER}$$

$$\begin{cases} \sigma_{cr}^f = 1,65 \cdot \sqrt[3]{E_f \cdot E_c \cdot G_c} \\ a = 1,73 \cdot t_f \cdot \sqrt[6]{\frac{E_f^2}{E_c \cdot G_c}} \end{cases} \quad (2.41) \quad \text{PLANTEMA}$$

$$\begin{cases} \sigma_{cr}^f = \sqrt[3]{\frac{2}{9} \cdot \frac{(1 - \nu_c)}{(3 - \nu_c)^2 \cdot (1 + \nu_c)^2}} \cdot \sqrt[3]{E_f \cdot E_c \cdot G_c} \\ a = \sqrt[3]{1,29 \cdot \frac{(3 - \nu_c) \cdot (1 + \nu_c)}{(1 - \nu_c)}} \cdot t_f \cdot \sqrt[6]{\frac{E_f^2}{E_c \cdot G_c}} \end{cases} \quad (2.42) \quad \text{ALLEN}$$

I valori di sforzo ottenuti sono ideali e vanno ridotti con appositi coefficienti per tenere conto delle possibili imperfezioni nella faccia compressa e nel contatto con il *core*. Per prevenire questa modalità di rottura si può introdurre uno strato superiore più spesso o adeguatamente lavorato, come nel caso delle lamine profilate.

2.5.3 Rottura per indentazione

In presenza di carichi concentrati perpendicolari alla crosta la rottura può avvenire per indentazione della faccia e del *core* sottostante [14], [15]. Questo meccanismo si attiva quando il carico puntuale non riesce a diffondersi adeguatamente all'interno del materiale e si verifica una concentrazione di sforzi elevata all'interno di una superficie limitata. La rigidità della faccia caricata, del *core* compresso e il loro rapporto sono alcuni dei parametri che determinano la distribuzione delle pressioni, le quali vengono modellate in diversi modi per valutare la resistenza massima del sandwich a questo tipo di rottura. La teoria al secondo ordine di *Frostig* presentata in precedenza è in grado di individuare questo meccanismo, ma la difficile risoluzione del sistema di equazioni differenziale la rende poco utile a livello progettuale. A tal scopo si preferisce utilizzare un modello più semplice [16] che schematizza la faccia come una trave elastica su suolo alla *Winkler* e modella il *core* come materiale puramente elastico o perfettamente plastico, in funzione del grado di precisione che si desidera.

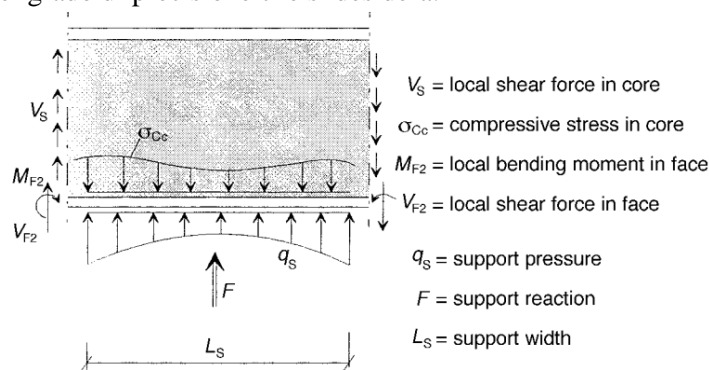


Figura 2.16: Stato tensionale della rottura per indentazione

Da quanto riportato in [17] il comportamento non lineare a compressione dello strato isolante, come nel caso di schiume poco rigide, è il principale responsabile dell'attivazione del comportamento non lineare anche nella trave sandwich.

2.5.4 Rottura per taglio del core

Come mostrato nella Fig. 2.8, agli sforzi flessionali si associano anche delle tensioni taglienti che si concentrano all'interno del core e raggiungono il picco all'altezza del baricentro con un valore pari a:

$$\tau_{xz} = \frac{T(x)}{D_{trave}} \cdot \left[E_f \cdot \frac{d \cdot t_f}{2} + E_c \cdot \frac{t_c^2}{8} \right] \quad (2.43)$$

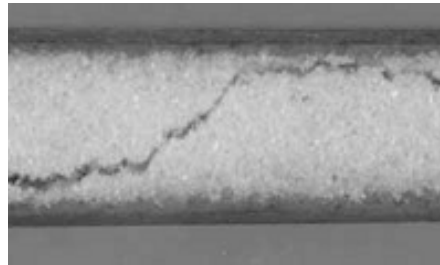


Figura 2.17: Esempio di rottura per taglio del core [18]

Questo tipo di rottura è molto frequente nel caso di elementi tozzi o realizzati con materiali isolanti con comportamento a trazione e a compressione molto differente, come nel caso delle schiume. Diversi studi [19], [20] si sono occupati della determinazione della reale rigidezza a taglio e delle formulazioni analitiche in grado di riprodurre i risultati in funzione delle rigidezze dei singoli elementi.

2.5.5 Rottura della zona di contatto

Come già detto, la zona di contatto tra i diversi strati è la principale responsabile delle eccellenti prestazioni dei pannelli sandwich e per questo è anche una delle zone più vulnerabili del composito. All'altezza delle linee di contatto il cambio delle proprietà dei materiali provoca dei picchi di sforzo che rendono l'intera struttura suscettibile alla presenza di difetti. Una discontinuità nell'aderenza può infatti compromettere il trasferimento degli sforzi di taglio e far insorgere una frattura che si diffonde instabilmente fino al collasso. Questo tipo di rottura è tra le più frequenti e si può verificare nella faccia, nel core o a livello del contatto in funzione delle proprietà meccaniche delle componenti come mostrato in Fig. 2.18-2.19. Le condizioni di attivazione e le modalità di propagazione si basano sui principi della meccanica della frattura, la quale, supportata anche dall'evidenza sperimentale, mostra che in seguito al distacco longitudinale tra faccia e core, la fessura tende a orientarsi parallelamente allo sforzo di taglio massimo (*kinking*) e a propagare all'interno del core fino a raggiungere la faccia opposta e a provocare il collasso della struttura.

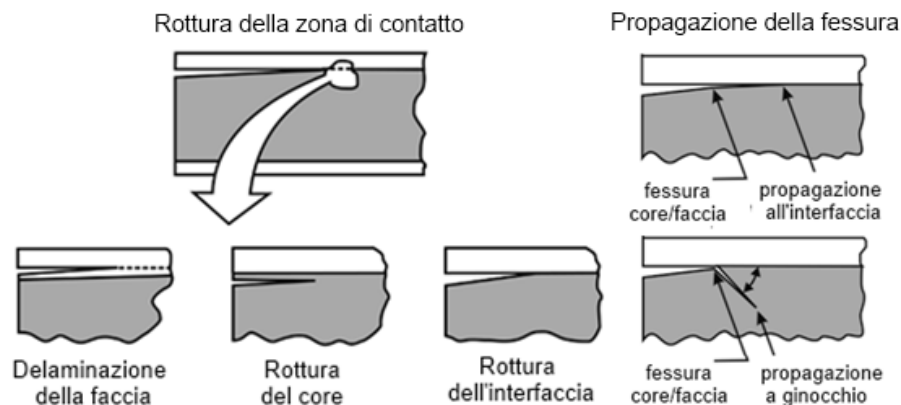


Figura 2.18: Possibili rotture del contatto pelle-anima e modalità di propagazione delle fessure

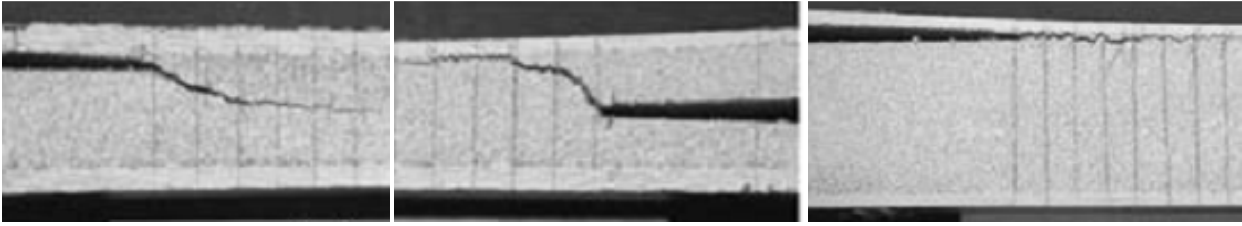


Figura 2.19: Esempi di rottura per delaminazione e meccanismo Kinking [21]

Anche la geometria e la configurazione di carico, oltre alle resistenze meccaniche dei singoli materiali, influenzano le modalità di rottura dell'elemento sandwich e quindi per la progettazione è importante tenere conto delle variazioni di comportamento in funzione della lunghezza delle dimensioni dei pannelli o della lunghezza delle travi [22] [23] [24]. La resistenza alle diverse modalità di rottura dipende dalla luce effettiva dell'elemento ed è possibile sfruttare un involucro delle curve di resistenza, come quello mostrato in Fig. 2.20, per conoscere quale meccanismo porterà al collasso la struttura e progettare in modo adeguato la sezione.

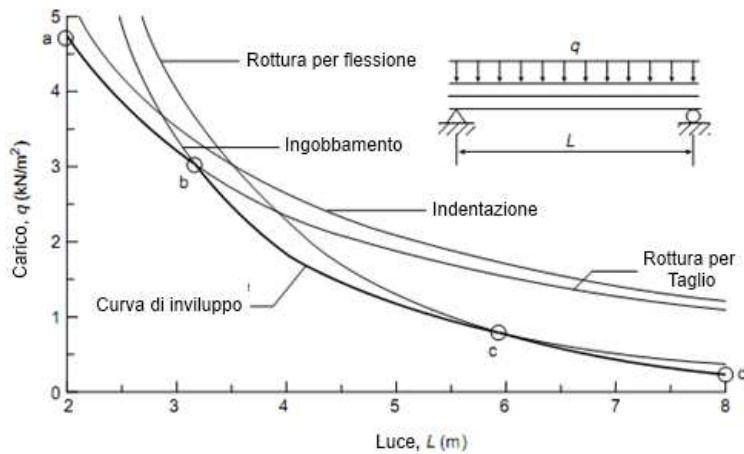


Figura 2.20: Curva di involucro del carico di collasso di una trave sandwich in funzione della luce della trave

2.6 Lavori sperimentali simili in letteratura

Gli studi finora citati sono stati svolti prevalentemente in ambito meccanico su elementi sandwich con ali in resina fibrorinforzata di piccolo spessore e anima in schiume polimeriche o sintattiche: i risultati presentati ci consentono di comprendere meglio quali siano le configurazioni tensionali e i meccanismi basilari che governano la tecnologia sandwich.

Nell'ottica della realizzazione di questo lavoro, di maggior interesse comparativo sono invece la campagna sperimentale svolta da *Sharaf T.* [25] su pannelli di tamponamento con lamine esterne in GFRP e core in poliuretano espanso (Fig. 2.21).

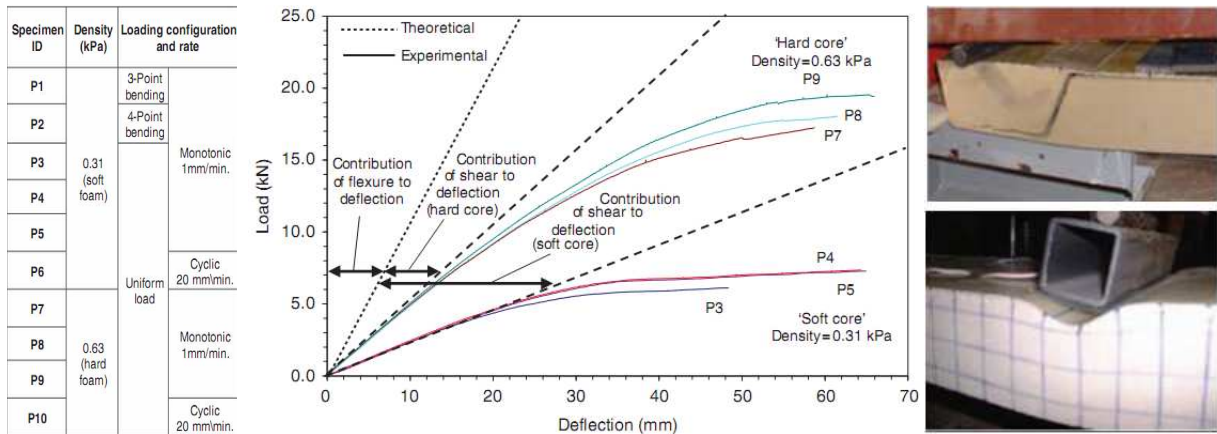


Figura 2.21: Curve carico-freccia sperimentali e teoriche ricavate da *Sharaf T.* e esempi di rottura

Va tenuto presente anche il lavoro svolto da *Hegger J. E Horstmann* [26] su elementi di copertura spessi 18 cm con due strati da 1,5 cm in TRC applicati su lastre di poliuretano e polistirene, i cui dati sperimentali riportati in Fig. 2.22, sono stati riprodotti in modo abbastanza fedele dalla Teoria di *Stamm & Witte* descritta nel paragrafo precedente:

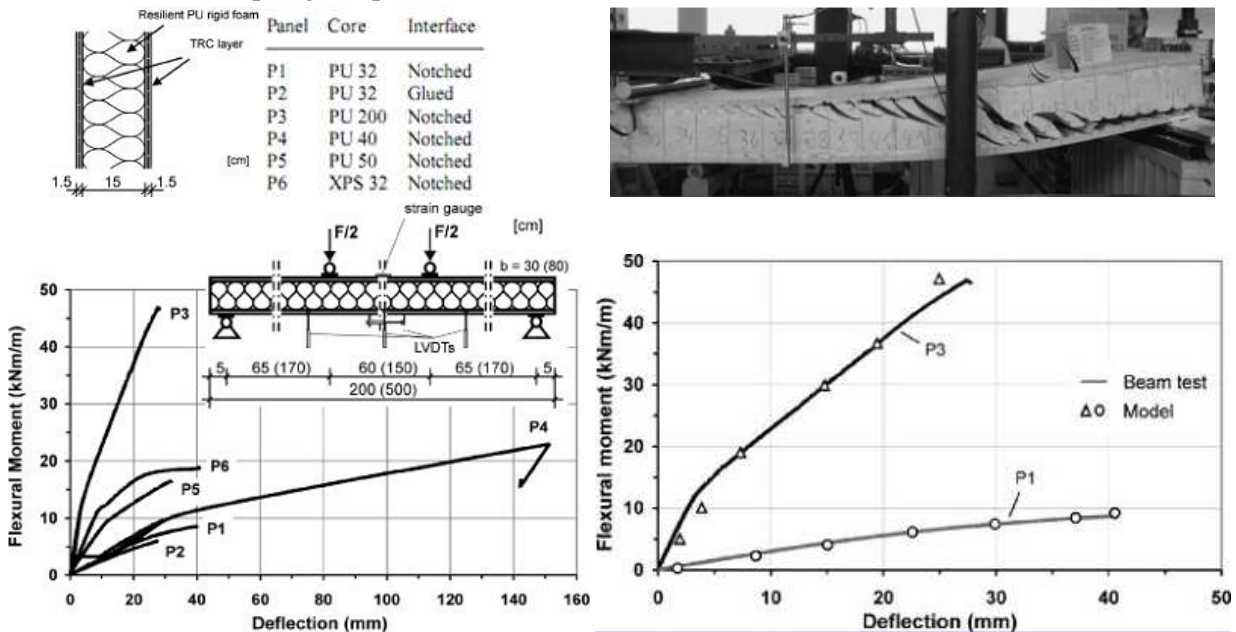


Figura 2.22: Curve carico-freccia sperimentali e teoriche ricavate da *Hegger J.* e esempi di rottura

É infine opportuno citare il lavoro [1], già nominato nel Capitolo 1, che riassume tutta l'indagine sperimentale e le simulazioni numeriche svolte sul primo prototipo di coppella sandwich.

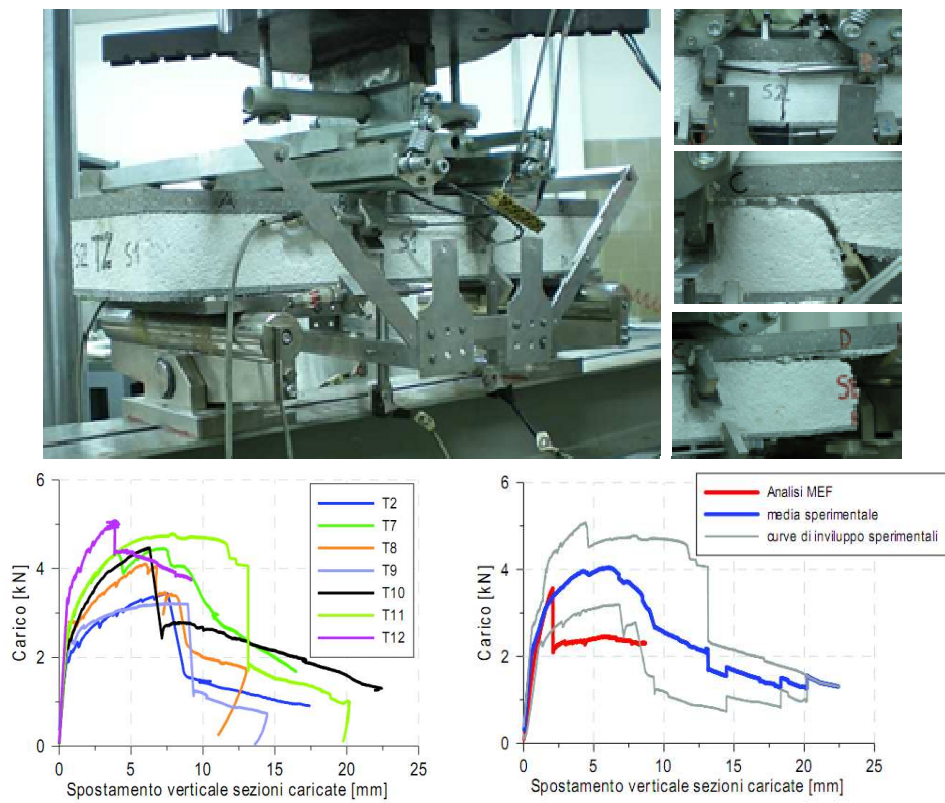


Figura 2.23: Curve carico-freccia sperimentali e teoriche ricavate nel lavoro di tesi precedente

I lavori citati rappresentano un buon punto di partenza per impostare al meglio le prove sperimentali e un ottimo termine di paragone per validare l’affidabilità dei modelli numerici che si utilizzeranno per l’analisi del comportamento dei nuovi pannelli sandwich.

Il calcestruzzo fibrorinforzato (*FRC*)

Il calcestruzzo è uno dei principali materiali da costruzione e il suo consumo è in costante aumento perché i suoi componenti sono facilmente reperibili e relativamente poco costosi, la sua produzione è semplice e le sue applicazioni coprono un'ampia gamma di infrastrutture civili. Gli svantaggi di questo materiale sono legati alla sua fragilità, alla bassa resistenza a trazione e alla tendenza alla propagazione instabile delle fratture. Per ovviare a quest'ultimo difetto, già nei tempi antichi era abitudine introdurre crini di cavallo, paglia o altre fibre vegetali nella miscela dei materiali da costruzione per migliorarne il comportamento fragile. Tale tecnica è stata ripresa a partire dall'inizio del secolo scorso arricchendo con fibre d'amianto la pasta di cemento per produrre elementi di copertura e tubi più duttili.

Il reale interesse dell'ingegneria civile per i compositi fibrorinforzati nasce però negli anni '60, dopo che *Romualdi & Mandel* e *Biryukovichs* pubblicarono i loro studi rispettivamente sul calcestruzzo rinforzato con fibre d'acciaio e con fibre di vetro. Il nuovo materiale prese il nome di *Fiber reinforced concrete (FRC)*, perché nella matrice in calcestruzzo tradizionale si disperdevano in maniera casuale delle fibre corte in grado di rafforzarne la resistenza a trazione e la duttilità [27]. Nel corso dei decenni che portano ai giorni nostri i compositi fibrorinforzati hanno fatto notevoli progressi grazie alle innumerevoli campagne sperimentali volte ad indagare come la matrice, le fibre, l'interfaccia fibra-matrice ed i loro processi produttivi potessero influenzare i comportamenti del nuovo composito.

Una delle innovazioni che favorì il maggior impiego del nuovo prodotto è legata allo sviluppo degli additivi chimici, in grado di migliorare la lavorabilità della miscela senza il bisogno di aggiungere acqua e di compromettere di conseguenza la resistenza a compressione del materiale. La sostituzione poi di parte del cemento col particolato fine attivo, come la cenere volante o il fumo di silice, ha portato alla produzione di una nuova classe di compositi più resistenti e duraturi che prendono il nome di *High performance concrete (HPC)*. Anche le fibre si sono evolute di pari passo con l'avanzamento tecnologico della produzione siderurgica e con lo sviluppo dei materiali sintetici, i quali consentono tuttora di produrre fibre di diversi materiali e di svariate geometrie che incrementano l'efficacia del rinforzo e riducono i problemi legati alla corrosione.

Nonostante ciò, all'entusiasmo del mondo accademico per questo materiale innovativo si è contrapposta inizialmente la diffidenza del mondo dell'industria delle costruzioni, motivata dagli elevati costi di produzione, dall'incertezza sulla reale durabilità del prodotto e dall'incapacità di quantificare i possibili vantaggi a lungo termine. Questo scetticismo ha creato un divario tra le conoscenze ottenute sperimentalmente e lo sviluppo normativo, con conseguente ritardo nello sfruttamento delle potenzialità del FRC nelle opere civili. Solo nell'ultimo decennio i costanti progressi tecnologici e l'adeguamento normativo da parte di molti paesi hanno stimolato l'interesse dell'industria della prefabbricazione verso questo prodotto che, grazie al rinforzo più diffuso, può sostituire parte dell'armatura tradizionale e permette quindi di diminuire gli spessori e i costi del processo produttivo. Nonostante le prime produzioni abbiano riguardato prevalentemente elementi non strutturali come le pavimentazioni industriali, le tubazioni, i pannelli di tamponamento, i rivestimenti delle gallerie ecc., il maggior controllo della qualità del processo produttivo offerto dalla prefabbricazione, accompagnato dalle attuali norme più specifiche, spinge verso l'impiego del materiale anche per realizzare elementi di maggior rilievo strutturale.

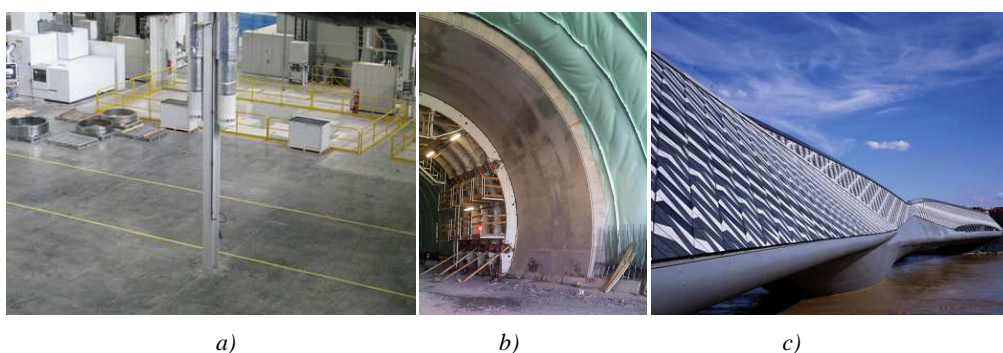


Figura 3.1: Esempi applicativi del FRC: a) pavimenti industriali; b) pannelli di copertura delle gallerie; c) Impalcato del ponte Padiglione progettato da Zaha Hadid a Saragozza

Il rinforzo diffuso delle fibre e la loro capacità di limitare la fessurazione lo rende l'ideale sostituto dell'armatura a taglio nel calcestruzzo armato tradizionale, migliorando così la realizzazione di alcuni particolari costruttivi come le *D-region* e i giunti tra elementi, dove l'alta percentuale di armatura rende difficili alcune fasi di getto. La richiesta sempre maggiore di opere efficienti e durature ha portato alla produzione di nuovi composti come gli *HPFRCC* (*high performance fibre reinforced cement composites*), ottenuti accoppiando fibre ad alta resistenza con calcestruzzo ad alte prestazioni, e gli *UHPFRCC* (*ultra high performance fibre reinforced cement composites*), caratterizzati da un comportamento incedente sia a compressione che a trazione e da alte tenacità e durabilità. Gli sviluppi futuri si pongono l'obiettivo di realizzare opere con forme più snelle e leggere totalmente prive di armatura tradizionale [28].

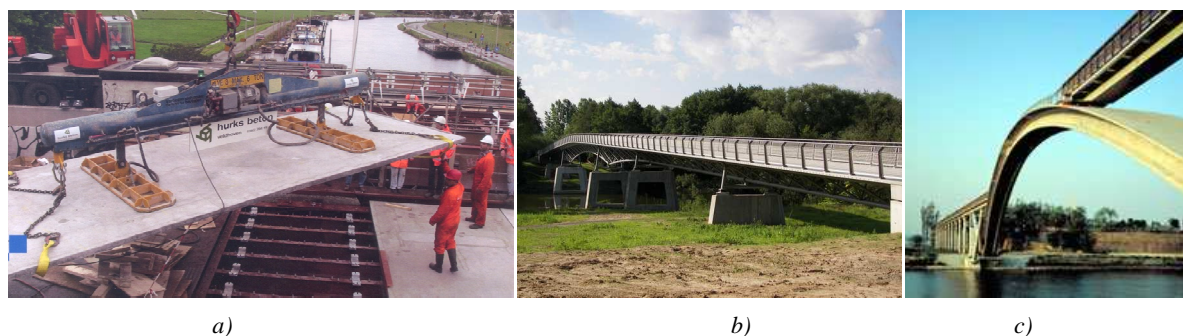


Figura 3.2: Esempi applicativi di HPFRCC: a) lastre da ponte per il Kaag Bridge in Olanda; b) impalcato del ponte Gartnerplatz a Kassel c) impalcato del ponte della pace a Seul.

3.1 Proprietà e Componenti del FRC

Il calcestruzzo fibrorinforzato, o *FRC* (*fiber reinforced concrete*), è un conglomerato cementizio all'interno del quale vengono disperse in modo casuale fibre corte rispetto alle dimensioni dell'elemento. A differenza del tradizionale rinforzo con barre d'acciaio, le fibre non aumentano la resistenza del calcestruzzo ma, grazie alla loro diffusione omogenea, sono più efficaci nel migliorare il comportamento post-fessurativo del materiale. Il loro scopo è quindi quello di accrescere la duttilità, o meglio la capacità di assorbire energia, attraverso il controllo della propagazione delle fessure.

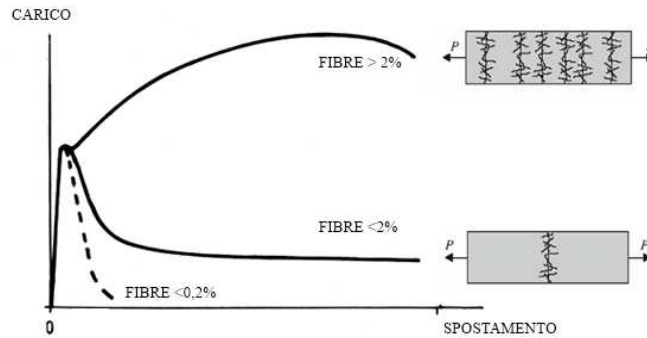


Figura 3.3: Comportamento a trazione del FRC in funzione della percentuale di fibre

Durante una prova di carico su un elemento in *FRC* si può assistere sostanzialmente a tre diversi comportamenti post-picco:

- La rottura può avvenire immediatamente dopo il raggiungimento della resistenza massima della matrice con la propagazione di una singola frattura. In questo caso la tensione trasmessa dalla matrice al momento della fessurazione è superiore alla resistenza di pull-out delle fibre, le quali non riescono a evitare la propagazione instabile della fessura. Il ramo della curva è degradante (*softening*) ed è tipico di un quantitativo basso di fibre (0,2%) e di un composito fragile;
- Si può avere una rapida perdita di resistenza e un successivo graduale assestamento verso un valore residuo costante. L'aumento della quantità di fibre non modifica la modalità di rottura locale, ma la propagazione è controllata dallo sfilamento delle fibre dalla matrice che si manifesta graficamente con una resistenza non nulla. Il comportamento è quasi fragile e si ha per un contenuto medio di fibre (1-2%);
- Si può superare il carico a rottura della matrice e incrementare ulteriormente la resistenza fino a raggiungere un valore costante. Un volume di fibre superiore al 2% rende duttile il comportamento del materiale e aumenta la dispersione di energia dovuta alla redistribuzione degli sforzi tra matrice e fibre. Il comportamento multifessurativo è definito in letteratura come *quasi-hardening* e il calcestruzzo in grado di garantirlo prende il nome di *HPFRC* (*high performance fiber reinforced concrete*) o *UHPFRC* (*ultra high performance fiber reinforced concrete*) nel caso di forte resistenza a compressione.

I diversi comportamenti del materiale *FRC* dipendono dalla sua struttura interna; pertanto, nei paragrafi successivi si analizzeranno nel dettaglio i tre componenti che formano il composito: la matrice cementizia, le fibre e l'interfaccia fibra-matrice.

3.1.1 La Matrice Cementizia

I principali ingredienti della matrice per *FRC* non variano rispetto a quelli dei tradizionali materiali cementizi, che sono: cemento Portland, acqua e aggregati di varie dimensioni. La scelta della qualità dei componenti e delle loro proporzioni di miscela dipende dalle particolari richieste di resistenza, di compattezza, di lavorabilità e di durabilità. La scelta di aggregati a granulometria fine, ad esempio, migliora la compattezza del prodotto, creando un materiale più omogeneo e quindi più resistente a trazione, ma riduce la lavorabilità, a meno di non aumentare il rapporto acqua/cemento, che però indebolisce la resistenza a compressione. Come già accennato, questo problema è stato risolto dalla diffusione di additivi chimici fluidificanti e superfluidificanti, introdotti nei primi anni '70 e ora largamente utilizzati, che migliorano le proprietà allo stato fresco senza compromettere le caratteristiche del prodotto indurito. Le miscele con questi additivi sono definite *Calcestruzzi autocompattanti (CSS)* e, oltre a non aver bisogno di essere vibrare, sono in grado di gestire anche grandi quantità di fibre garantendo comunque una distribuzione omogenea senza fenomeni di segregazione.

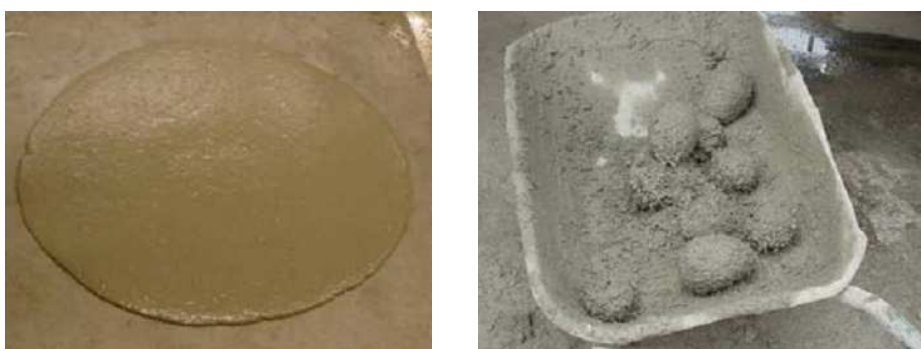


Figura 3.4: Esempi di calcestruzzo autocompattante e di fiber balling

Un'altra possibile modifica consiste nel sostituire parte del cemento con aggregati minerali in particolato fine, che abbattano i costi di produzione di un composito molto compatto, o con le aggiunte pozzolaniche, come la loppa d'altoforno, la cenere volante e il fumo di silice [29] [30] che, oltre ad essere fini, durante il processo di idratazione convertono la calce Ca(OH)_2 , altamente alcalina, in gel C-S-H (silicati di calcio idrati) responsabile della resistenza meccanica del calcestruzzo, realizzando così compositi *UHPC*.

Anche le modalità di confezionamento della matrice influenzano l'efficienza del rinforzo, soprattutto nei casi che prevedono grossi volumi di fibre lunghe, le quali hanno la tendenza a raggrupparsi in ciuffi o grovigli (*fiber balling*) che compromettono l'omogeneità all'interno dell'impasto e ostacolano alcune fasi del getto. Il fenomeno si può evitare producendo una matrice maggiormente viscosa e introducendo le fibre in modo graduale tenendo sotto controllo la velocità di miscelazione. Lo sfruttamento massimo delle tecnologie produttive consente di ottenere un'ulteriore categoria di *HPFRC* che prende il nome di *SIFCON (slurry infiltrated concrete)*, nel quale è introdotta tramite sifonatura una percentuale di fibre addirittura superiore al 20% senza correre il rischio di accumuli o segregazione.

3.1.2 Le Fibre

Le fibre disponibili sul mercato sono innumerevoli e possono essere caratterizzate in funzione del materiale in cui sono prodotte, delle proprietà chimico/fisiche, delle proprietà meccaniche e della geometria come schematizzato in Fig. 3.5 [31] [32].

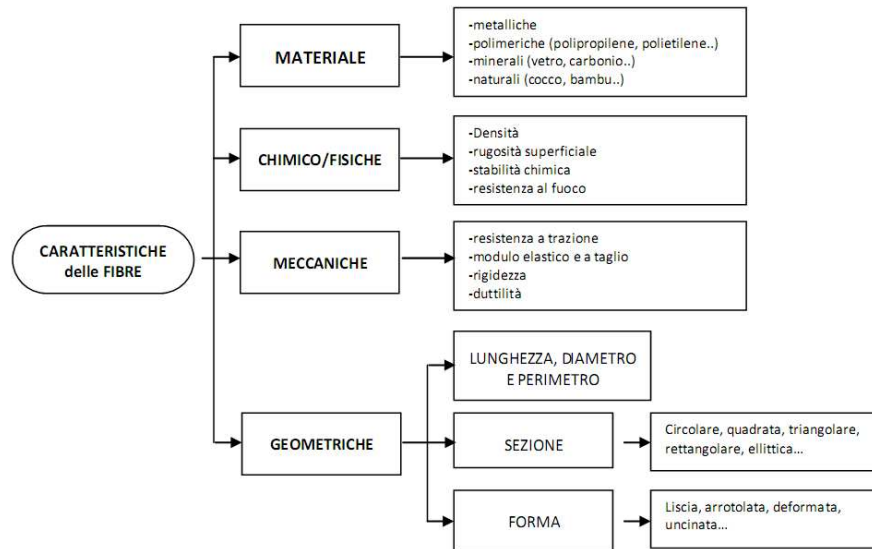


Figura 3.5: Schema delle caratteristiche delle fibre impiegate negli FRC [33].

Le fibre metalliche, solitamente in acciaio, hanno modulo elastico pari a 200 MPa, grande resistenza a trazione e comportamento duttile. Le fibre minerali invece hanno un modulo elastico intermedio tra acciaio e calcestruzzo e un comportamento fragile mentre le fibre polimeriche, come pure quelle naturali, hanno una rigidezza paragonabile a quella della matrice (escluse le *Kevlar*), ma un comportamento molto duttile.

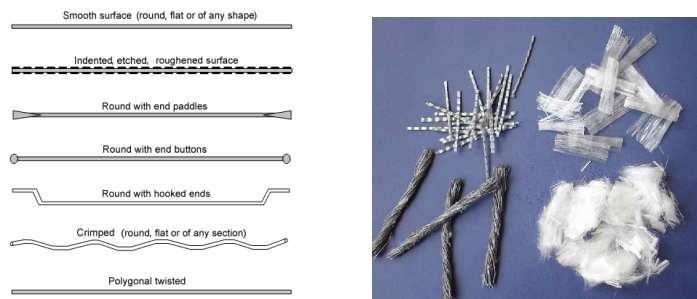


Figura 3.6: Esempi di sagomatura e materiali delle fibre per FRC

In generale l'efficienza delle fibre come rinforzo può essere determinata attraverso questi parametri:

- Il *rapporto d'aspetto*, definito come rapporto tra la lunghezza e il diametro della fibra, che influenza il trasferimento degli sforzi tra matrice e fibra ed è uno dei responsabili della lavorabilità della matrice allo stato fresco;
- La *rugosità della superficie e la sagomatura*, di cui alcuni esempi sono riportati in Fig. 3.6, che incidono sulla qualità del contatto meccanico tra matrice-fibra e determinano il meccanismo di pull-out;
- La *resistenza a trazione, il modulo elastico e il comportamento a rottura* che determinano il quantitativo di energia che riescono a dissipare in fase fessurativa;
- La *percentuale volumetrica* rispetto al totale, solitamente compresa tra 0,2% e 2%, da cui dipende la distanza relativa tra le fibre all'interno del composto e quindi la diffusione dello sforzo e, a livello macroscopico, il comportamento fragile o duttile.

3.1.2.1 Fibre in acciaio

Secondo la norma *CNR_DT 204* del 2006 [34] le fibre in acciaio utilizzabili in applicazioni strutturali hanno lunghezza compresa tra 6 mm e 70 mm e un diametro equivalente di $0,15 \div 1,20$ mm e sono classificabili in base al processo produttivo, alla forma ed al tipo di materiale.

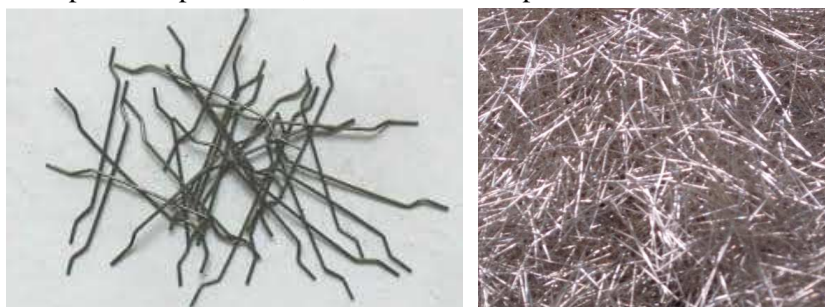


Figura 3.7: Esempi di fibre e microfibre metalliche

Esistono tre classi per distinguere il processo produttivo:

- Da filo trafilato (Tipo A)
- Da lamiera tagliata (Tipo B)
- Da altre fabbricazioni (Tipo C)

Due classi per definire la forma:

- Rettilinee
- Sagomate (uncinate, ondulate,..)

E tre classi per il materiale:

- Acciaio a basso contenuto di carbonio ($C < 0,2$, Tipo 1)
- Acciaio con alto contenuto di carbonio ($C > 0,2$, Tipo 2)
- Acciaio inox (Tipo 3)

Per quanto riguarda le caratteristiche meccaniche, le fibre possono essere distinte in tre categorie (R1,R2,R3) riassunte nella tabella sottostante:

Diametro equivalente [mm]	Resistenza minima a trazione [N/mm ²]												Prova di piegamento alternato
	R1				R2				R3				
	1)		2)		1)		2)		1)		2)		tutte le classi
R_m	$R_{p0,2}$	R_m	$R_{p0,2}$	R_m	$R_{p0,2}$	R_m	$R_{p0,2}$	R_m	$R_{p0,2}$	R_m	$R_{p0,2}$	assenza di rotture	
$0.15 \leq d_f < 0.50$	400	320	480	400	800	720	1080	900	1700	1360	2040		1700
$0.50 \leq d_f < 0.80$	350	280	450	350	800	640	1040	800	1550	1240	2015		1550
$0.80 \leq d_f \leq 1.20$	300	240	390	300	700	560	910	700	1400	1120	1820		1400

Tabella 3.1: Caratteristiche meccaniche delle fibre in acciaio secondo *CNR DT 204*

Dove con R_m e $R_{p0,2}$ si intendono rispettivamente la resistenza a trazione e la resistenza a scostamento dalla proporzionalità con un'estensione non proporzionale pari allo 0,2% della lunghezza di base dell'estensimetro.

3.1.2.2 Fibre in vetro

Le fibre di vetro sono utilizzate principalmente per la produzione di elementi sottili immersi in malta molto fine e sono prodotte a partire da una soluzione di sabbia, allumina e calcare che viene miscelata a secco e portata a fusione (circa 1260°C) in una fornace a refrattari. Il vetro fuso viene alimentato direttamente su boccole di platino e estratto meccanicamente attraverso appositi fori ed estratti sotto forma di filamenti con diametro di 10µm. Questi vengono raffreddati rapidamente con uno spruzzo d'acqua, immersi in una soluzione polimerica che crea uno strato protettivo e poi raccolti, con o senza una

leggera torsione, in gruppi fino a formare una fibra (*strand*). Le fibre così prodotte possono essere raccolte in fili (*roving*) utilizzati in ulteriori processi produttivi, oppure tagliate per produrre fibre più corte di lunghezza compresa tra 0,4 e 0,6 mm. Come dimostrato sperimentalmente il vetro E si deteriora rapidamente a contatto con soluzioni alcaline poiché gli ioni OH spezzano il legame Si-O-Si:

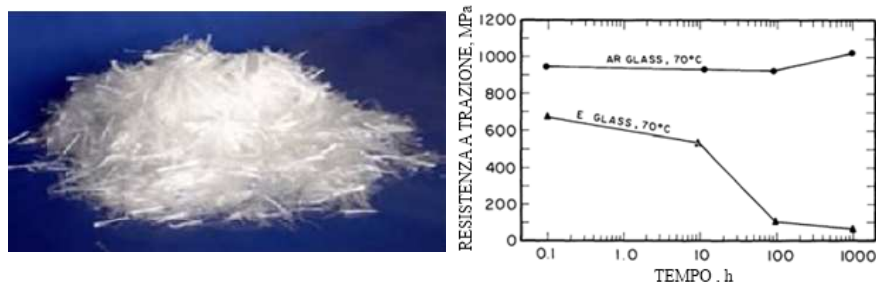


Figura 3.8: Esempio di fibre di vetro e resistenza a trazione del vetro E e del vetro R in funzione del tempo

Proprietà	vetro E	vetro AR
Densità (kg/m^3)	2540	2780
Resistenza a trazione (MPa)	3500	2500
Modulo elastico (GPa)	72,5	70,0
Deformazione a rottura (%)	4,8	3,6

Tabella 3.2: Caratteristiche meccaniche del vetro E e del vetro AR

Per limitare la corrosione si agisce sia diminuendo l'alcalinità della matrice cementizia sia utilizzando una particolare miscela di vetro sviluppata da *Majumdar* che, grazie all'aggiunta di zirconio (ZrO_2) al 16%, è in grado di creare legami chimici Zr-O, meno soggetti agli attacchi degli ioni OH. Tale miscela prende il nome di vetro AR (alcalino-resistente). Il confronto tra le caratteristiche meccaniche dei due tipi di vetro è riportato in Tab. 3.2 e in Fig. 3.8. Le proprietà della fibra sono inferiori rispetto a quelle del singolo filamento, a causa del meccanismo complesso di interazione tra i filamenti. Pertanto, per ottenere un composto di buona qualità la matrice cementizia deve essere molto fine e il volume di fibre superiore al 5%. Anche il processo produttivo influisce sulla qualità del prodotto e i metodi più diffusi sono la *Premiscelazione*, che prevede l'aggiunta graduale di fibre durante la miscelazione e da cui si ottiene un prodotto finale mediocre e soggetto a segregazione, lo *Spray-up*, dove fibre e malta vengono spruzzati contemporaneamente sulla superficie in lavorazione con risultato finale di alta qualità, e l'*Estrusione*, in cui il composto premiscelato viene spinto meccanicamente attraverso uno stampo che ne determina la forma.

3.1.2.3 Fibre in carbonio

Le fibre di carbonio si presentano sotto forma di nastri composti da migliaia di filamenti, del diametro compreso tra 7 e 15 μm , costituiti da cristalli di grafite esagonale disposti per piani di densità atomica elevata, legati da forze trasversali di interazione debole tipo *Van der Waals*.

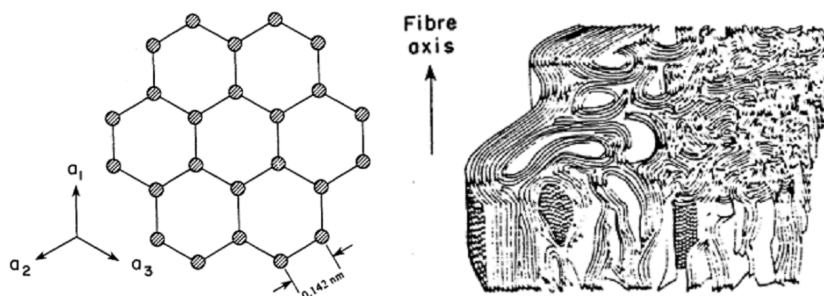


Figura 3.9: Reticolo molecolare ed immagine microscopica delle fibre in carbonio

Per ottenere l'elevato modulo elastico e la resistenza finale, i piani di grafite devono collaborare in maniera perfetta attraverso il legame debole. I metodi per modificare la struttura del carbonio si basano sulla pirolisi di precursori organici quali le fibre di poliacrilonitrile nel metodo *PAN* e i derivati del petrolio (*petroleum pitch*) nel metodo *PITCH*. In entrambi i processi, le fibre vengono prima orientate a temperatura intorno a 200°C, poi sottoposte a un trattamento di carbonizzazione a 1500°C in atmosfera inerte che elimina gli elementi chimici estranei, e subiscono infine un trattamento di grafitizzazione a 3000°C che permette la completa formazione della struttura cristallina. In tabella sono riportate le principali caratteristiche meccaniche delle due categorie di fibre:

Proprietà	PAN		PITCH
	tipo I	tipo II	
Diametro (μm)	7,0 - 9,7	7,6 - 8,6	
Densità (kg/m^3)	1950	1650	1600
Resistenza a trazione (MPa)	2200	2700	600 - 750
Modulo elastico (GPa)	390	250,0	30 - 32
Deformazione a rottura (%)	0,5	1	2,0 - 2,4

Tabella 3.3: Caratteristiche meccaniche delle fibre PAN e PITCH in carbonio

Le fibre di carbonio *PAN* sono di migliore qualità rispetto alle *PITCH* che però con un costo decisamente inferiore presentano comunque qualità superiori rispetto alle fibre polimeriche. I processi di produzione del *CFRC* sono del tutto simili a quelli del *GFRC*, mentre il contenuto massimo di fibre dipende dalla dimensione granulometrica della matrice e dallo spazio tra i filamenti: per fibre disposte casualmente il volume è del 4-5% mentre per fibre allineate è possibile raggiungere anche il 12%.

3.1.2.4 Fibre polimeriche

L'interesse nei confronti delle fibre polimeriche come rinforzo per *FRC* è cresciuto negli ultimi anni soprattutto per la loro capacità di accrescere la duttilità, la resistenza agli impatti e il controllo di fessurazione, oltre a ridurre gli effetti negativi del ritiro e della viscosità. Le caratteristiche meccaniche e fisiche delle principali fibre in commercio sono riportate in Tab. 3.4.



Figura 3.10: Esempi di fibre polimeriche

Proprietà	Acrilica	Nylon	Poliestere	Polietilene	Polipropilene	PVA
Diametro (μm)	12,7-104,1	22,86	19,81	25,4-1016	\	14-600
Densità (kg/m^3)	1,16-1,18	1,14	1,36	0,92- 0,96	0,9	1,3
Resistenza a trazione (MPa)	269-1000	965	276-1103	76 - 586	130-689	880-1600
Modulo elastico (GPa)	13,7-19,3	5,2	17,2	5	3,4-4,8	25- 40
Deformazione a rottura (%)	7,5-50	20	12-150	3- 80	15	6-10

Tabella 3.4: Caratteristiche meccaniche delle principali fibre polimeriche

Una considerazione particolare meritano le fibre in arammide, introdotte sul mercato dalla *DuPont Company* con il nome commerciale di *Kevlar*, che, grazie alla composizione con catene di poliammidi aromatiche perfettamente orientate, sviluppano elevata tenacità, modulo elastico e resistenza anche a

temperature maggiore rispetto alle altre fibre sintetiche. Queste fibre, a differenza di quelle in carbonio e in vetro, hanno comportamento duttile e la rottura avviene per strizione e sfibramento.

3.1.2.5 Fibre naturali

Le fibre naturali sono state sviluppate negli ultimi anni per la realizzazione di abitazioni a basso costo e possono essere ricavate dalla macerazione e dall'essiccamento delle radici, come nelle fibre la juta e il lino, dalla raschiatura delle foglie di agave e di acaba, dal prelievo dello strato superficiale di frutti e semi di piante, come nelle fibre di cocco, e infine dal trattamento meccanico della cellulosa del legno delle canne di bambù e dalla canna da zucchero.

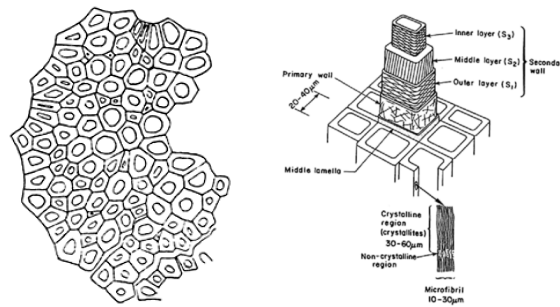


Figura 3.11: Struttura interna delle fibre naturali

Tutte le fibre naturali hanno una microstruttura complessa, composta da centinaia di celle di lunghezza compresa tra i 2 e i 5 mm, e di diametro inferiore a 0,2 mm, unite attraverso la lignina, un collante naturale. Essendo in materiale organico sono vulnerabili all'attacco biologico, influenzato dall'umidità, e all'attacco alcalino, che decompone la lignina. Le loro principali proprietà meccaniche sono riportate in Tab. 3.5.

Proprietà	Juta	Agave	Cocco	Canna da zucchero
Diametro (mm)	0,1-0,2	\	0,1-0,4	0,2-0,4
Lunghezza (mm)	1800	\	50-350	50-300
Resistenza a trazione (MPa)	250-350	280-750	120-200	170-290
Modulo elastico (GPa)	26-32	13-26	19-26	15-29
Deformazione a rottura (%)	1,5-1,9	3-5	10-25	\

Tabella 3.5: Caratteristiche meccaniche delle principali fibre naturali

3.1.3 L'interfaccia Fibra-Matrice

In tutti i composti cementizi la microstruttura della matrice in prossimità delle fibre di rinforzo presenta una composizione particolare e prende il nome di *zona di transizione d'interfaccia (ITZ)*. Questa particolare configurazione si genera nelle prime fasi di maturazione quando le particelle di cemento reagiscono con l'acqua producendo un gel di silicati di calcio idrati (C-S-H), responsabili della resistenza ultima del calcestruzzo, e dei cristalli esagonali di idrossido di calcio (CH), o portlandite, molto fragili e di dimensioni maggiori. Le particelle di acqua sono infatti attratte sulla superficie dalle fibre all'interno della miscela e creano uno strato ad alta porosità nella zona d'interfaccia. A maturazione avvenuta l'acqua consumata dal processo chimico lascia dei vuoti che favoriscono la concentrazione dei cristalli di portlandite [35]. Nel suo complesso la *ITZ* presenta quindi una stratigrafia come quella in Fig. 3.12, dove alla pellicola protettiva della fibra seguono uno strato di portlandite cristallizzata con matrice più porosa e uno di matrice più compatta.

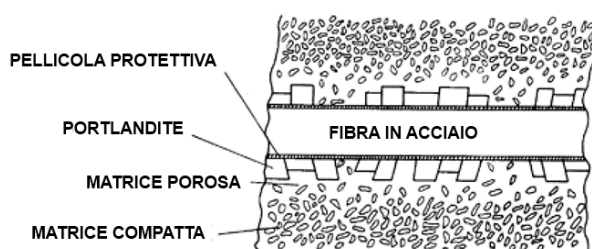


Figura 3.12: Particolare della Zona di transizione d'interfaccia (ITZ)

Prove di pull-out sulle fibre evidenziano che la componente più debole del legame fibra-matrice non è il contatto diretto tra i due materiali, ma lo strato immediatamente successivo ricco di cristalli di CH. Questa zona è responsabile della resistenza del FRC e la rottura per trazione del composto avviene inizialmente con la formazione contemporanea di fessure all'interfaccia e nella matrice, le quali poi si uniscono e propagano instabilmente fino al collasso, come mostrato in Fig. 3.13.

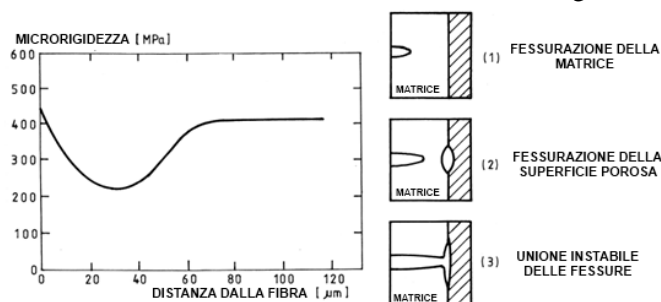


Figura 3.13: Variazione della rigidità della matrice e propagazione delle fessure nella ITZ

Si può migliorare l'adesione chimica introducendo forti percentuali di cenere volante o di fumo di silice che, come già accennato, riducono la cristallizzazione di CH e assottigliano la ITZ [36] [37]. Nonostante i vantaggi di un mix design adeguato, a volte al legame chimico bisogna aggiungere un legame di tipo meccanico aumentando la rugosità superficiale delle fibre o sagomando appositi ancoraggi.

3.2 Comportamento allo stato fresco

Il calcestruzzo fresco deve poter essere prodotto, trasportato e messo in opera in modo semplice e senza dar luogo a perdite di omogeneità. Le proprietà dello stato fresco possono essere descritte con termini come consistenza, fluidità, mobilità, pompabilità e durezza, ma si preferisce racchiuderli nella definizione di lavorabilità, intesa come lavoro meccanico o energia necessaria per produrre un composto compatto senza fenomeni di segregazione. Tra i diversi test proposti dalle normative per valutare il comportamento allo stato fresco del materiale [38] i più utilizzati sono:

- *Slump Test*: definisce la consistenza dell'impasto attraverso la valutazione dello spandimento della miscela dopo il suo efflusso dal cono di *Abrams*. È la prova più diffusa, semplice ed economica, ma è poco adatta per composti troppo o troppo poco fluidi;
- *V-funnel*: definisce la deformabilità del calcestruzzo misurandone il tempo di efflusso da un imbuto a forma di V;
- *L-shape box*: valuta l'attitudine del calcestruzzo a scorrere entro spazi confinati e la sua eventuale tendenza al bloccaggio tramite la misurazione del tempo necessario al passaggio da una configurazione verticale a una orizzontale;
- *U-shape box*: anche questa prova valuta le capacità adattative del materiale misurandone l'altezza di equilibrio raggiunta dopo il passaggio da un ramo all'altro di una scatola ad U;
- *J-ring*: valuta lo spandimento della miscela in presenza di ostacoli e lo confronta con i risultati ottenuti con lo Slump test.

Come già detto, i calcestruzzi autocompattanti (SCC) migliorano le operazioni di getto, riducendo i tempi e i costi di lavorazione, e garantiscono un prodotto finito compatto e omogeneo. La miscela fresca è infatti più fluida e, senza dover essere vibrata, riesce a filtrare anche nelle zone più congestionate, riducendo i fenomeni di inquinazione e di segregazione. Gli SCC sono ideali per la produzione di FRC perché consentono di raggiungere un grado di viscosità della matrice tale da permettere la dispersione omogenea e casuale delle fibre. Tuttavia, per ottenere dei buoni risultati sono necessari controlli rigorosi in fase di produzione e un'attenzione particolare all'aumento del calore di idratazione e al ritiro [39]. Il ritiro è il fenomeno di perdita di volume a temperatura costante e senza l'applicazione di carichi esterni, legato alla quantità di acqua presente nel composto, che può avere effetti significativi sulla durabilità a lungo termine della struttura. Il giorno successivo al getto si manifesta il *ritiro autogeno* dovuto al consumo dell'acqua nei pori da parte della reazione d'idratazione, il quale può essere suddiviso in 4 fasi (Fig. 3.14).

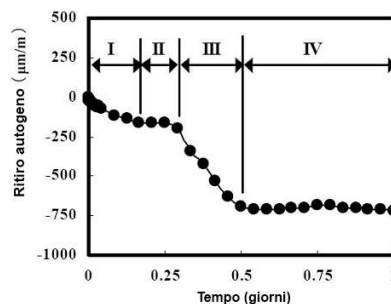


Figura 3.14: Andamento del ritiro autogeno in funzione del tempo

A un periodo iniziale con crescita moderata seguono un periodo induttivo costante ed uno con un brusco aumento delle deformazioni, fino all'esaurimento del fenomeno nel periodo decelerato che stabilizza le deformazioni. Oltre a dipendere dal contenuto di acqua nella miscela il ritiro autogeno è fortemente influenzato dal tipo di cemento usato, dalla presenza di aggiunte minerali, dal dosaggio degli additivi e dalla temperatura di maturazione. Il calcestruzzo ad alte prestazioni, essendo prodotto con aggregato fine e rapporto a/c basso, presenta, rispetto al calcestruzzo ordinario, fenomeni di ritiro autogeno amplificati, che possono portare alla perdita di compattezza e alla rottura prematura. Per ridurre queste deformazioni superficiali si può aumentare il dosaggio di cenere volante all'interno del mix design oppure introdurre microfibre che limitano la microfessurazione della matrice. Quando il calcestruzzo è indurito e viene esposto all'aria, la perdita progressivamente di parte dell'acqua contenuta nei suoi pori attiva il *ritiro igrometrico* che dipende dagli stessi parametri riportati qui sopra e che può essere ridotto mantenendo elevata l'umidità relativa dell'ambiente di maturazione o addirittura immergendo in acqua l'intero elemento.

3.3 Meccanica della frattura del *FRC*

Il comportamento meccanico dei calcestruzzi *FRC* è influenzato da molti fattori legati alla geometria delle fibre, alla loro quantità, alla loro dispersione e al loro orientamento, oltreché alle caratteristiche della matrice cementizia, alla geometria e alle dimensioni dell'elemento. Il miglioramento della resistenza a trazione di un materiale fragile come il calcestruzzo dipende principalmente da come le fibre riescono a cucire tra loro i lembi delle fessure (*Effetto bridging*). Per meglio comprendere quest'ultimo meccanismo è fondamentale conoscere ciò che avviene a livello della mesoscala al crescere del carico.

3.3.1 Comportamento fessurativo del calcestruzzo

Quando le sollecitazioni superano la resistenza a trazione del semplice calcestruzzo, nel materiale si forma una fessura che immediatamente si propaga instabilmente fino al collasso. La Fig. 3.15 è un'istantanea di una fessura in cui è possibile identificare tre zone distinte: la parte più esterna, dove i lembi sono separati (*free crack*) e privi di sforzi, la zona intermedia, dove l'ingranamento degli aggregati (*aggregate interlock*) è in grado di trasferire degli sforzi, e la zona più interna (*process zone*) micro fessurata e sollecitata da sforzi più intensi [40] [41].

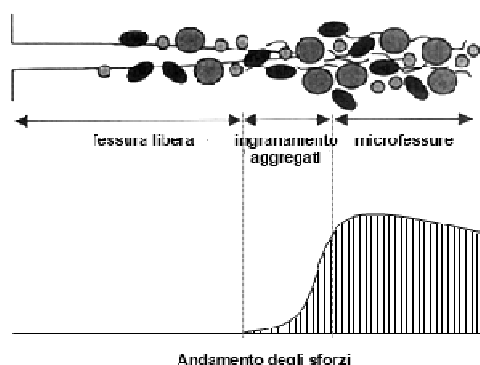


Figura 3.15: Particolare della generica fessura nel calcestruzzo e andamento degli sforzi secondo FCM

Il processo fessurativo può essere interpretato come un bilancio tra l'energia immessa nel sistema attraverso il carico applicato e l'energia di frattura dissipata dalla rottura dei legami interni della matrice. Nel caso del calcestruzzo bianco, l'energia che crea una prima fessura è subito superiore rispetto a quella necessaria a superare la presenza degli aggregati, ed è pertanto sufficiente a causare la diffusione instabile della frattura e la rottura fragile del composito.

3.3.2 Comportamento fessurativo del *FRC*

Per migliorare il comportamento del materiale è necessario introdurre ulteriori ostacoli che richiedano l'immissione di una maggior quantità di energia per essere superati. Nel *FRC* tale ruolo è svolto dalle fibre, che sfruttano la resistenza del contatto con la matrice per assumere gli sforzi di trazione e limitare l'apertura delle fessure. In questo modo la frattura che si crea al raggiungimento della resistenza a trazione della matrice non riesce a propagarsi verso l'interno, come mostrato in Fig. 3.16a, e per aumentare l'ampiezza della fessura è necessario introdurre ulteriore energia nel sistema. Questo meccanismo si palesa a livello microscopico con un comportamento a rottura duttile con una resistenza residua per basse concentrazioni di rinforzo, mentre, se il quantitativo di fibre è maggiore, la struttura dissipa meno energia per creare nuove fratture piuttosto che per rompere il legame tra fibre e matrice e si assiste così al fenomeno della microfessurazione.

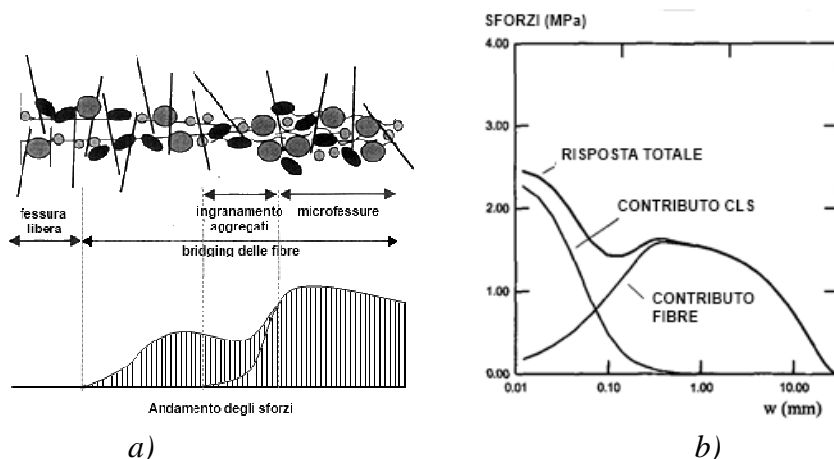


Figura 3.16: a) Particolare della generica fessura nel FRC e andamento degli sforzi secondo FCM; b) distribuzione degli sforzi nella matrice e nelle fibre in funzione dell'apertura di fessura

La Fig. 3.16b mostra come nelle fasi iniziali della fessurazione la risposta sia affidata quasi completamente alla resistenza del calcestruzzo e come al crescere dell'apertura di fessura gran parte dello sforzo si trasferisca alle fibre [42]. L'area sottesa dalle diverse curve rappresenta qualitativamente l'energia di frattura del composito e si nota come l'energia immagazzinata dalle fibre comporti un contributo sostanziale nel bilancio complessivo.

3.4 Meccanismi di Rottura

I principali meccanismi di dissipazione del FRC sono la rottura della matrice e il trasferimento degli sforzi tra fibra e matrice (*bridging*) con conseguente perdita di aderenza tra matrice e fibra (*debonding*) e sfilamento della fibra (*pull-out*) ai quali bisogna aggiungere la possibile rottura della fibra (Fig.3.17). L'ordine con cui si attivano i diversi meccanismi determina il grado di efficienza del rinforzo fibroso, il quale è legato alla lunghezza delle fibre, alla loro geometria e al loro orientamento rispetto alla giacitura della fessura [31].

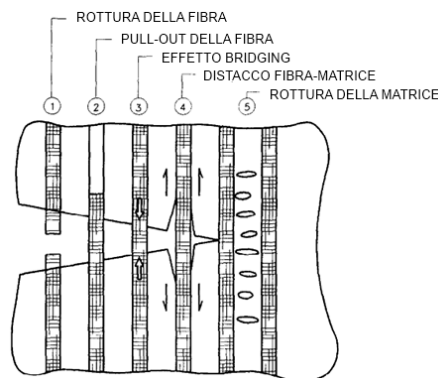


Figura 3.17: Principali meccanismi di rottura del FRC [43]

3.4.1 Pull-out

Come detto, il trasferimento degli sforzi tra matrice e fibra ha un ruolo fondamentale tra i meccanismi di dissipazione di energia e segue andamenti differenti a seconda dello stato fessurativo. Quando la matrice è ancora intatta le parti si deformano in modo congruente tra loro, gli sforzi si trasferiscono con andamento non lineare come in Fig. 3.18a, il contatto è di tipo chimico e segue un andamento elastico. Nel momento in cui si rompe il legame chimico nascono delle deformazioni relative tra fibra e matrice e l'adesione è garantita fino a rottura dall'attrito meccanico [44]. Il diagramma di pull-out di figura 3.18b

mostra come il legame di contatto dipenda da due valori τ_{au} e τ_{fu} rispettivamente resistenza a taglio di aderenza e di attrito, e il passaggio da uno all'altro nella singola fibra avviene in modo brusco.

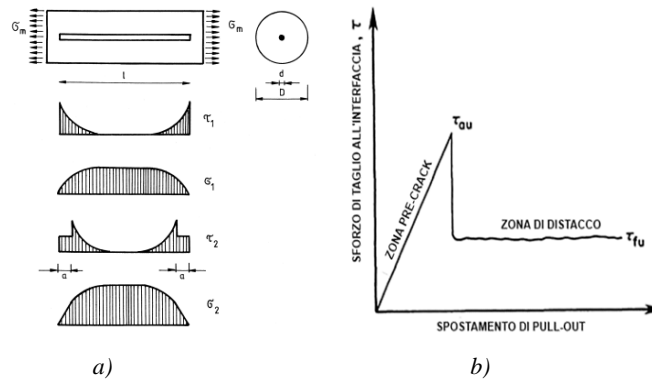


Figura 3.18: a) Andamento tensionale lungo la fibra; b) Pull-Out della generica fibra

3.4.2 Lunghezza critica

Ogni tipo di fibra ha una lunghezza critica definibile come la minima lunghezza necessaria perché lo sforzo trasferito sia pari alla resistenza a trazione del materiale. Se la fibra è troppo corta non può sfruttare tutte le sue potenzialità e la rottura avviene per sfilamento con una minore dissipazione di energia. Diversi studi a riguardo hanno dimostrato che solo con fibre lunghe da 5 a 10 volte la loro lunghezza critica si ottiene l'efficienza del 90% del rinforzo fibroso.

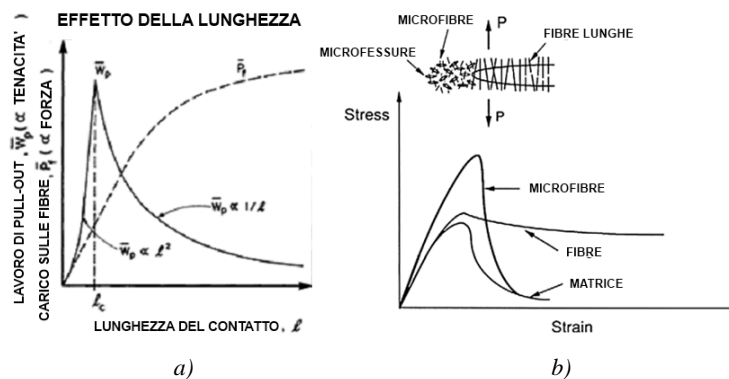


Figura 3.19: a) confronto tra la resistenza di pull-out e la resistenza della fibra e b) comportamento a trazione del FRC con fibre e microfibre

A tal proposito, recentemente l'interesse sperimentale si è orientato verso gli *HFRC*, *ibrid fiber reinforced concrete*, realizzati introducendo nella matrice delle fibre di diversi materiali e dimensioni [45]. Questo nuovo sviluppo vuole combinare le potenzialità delle diverse fibre e sfruttarle nelle varie fasi del comportamento strutturale per migliorare sia la capacità residua che la resistenza a trazione. Come mostrato in Fig. 3.19b, infatti, le fibre utilizzate tradizionalmente migliorano il comportamento nella fase post-fessurata mentre l'introduzione di fibre corte in materiale polimerico permette di controllare anche la microfessurazione del calcestruzzo nella fase elastica.

3.4.3 Direzione delle fibre

Nelle considerazioni fatte finora, si è supposto che la generica fibra fosse sempre orientata perpendicolarmente alla superficie della fessura. Tuttavia, tale ipotesi non corrisponde alla realtà delle applicazioni, dove le fibre sono orientate casualmente. In queste situazioni alle sollecitazioni di trazione si aggiungono delle flessioni locali dovute alla curvatura mentre al taglio all'interfaccia si associano anche delle compressioni localizzate sulla matrice. Questi nuovi sforzi dipendono dall'angolo di orientamento della fibra e influenzano negativamente l'efficienza delle fibre in vetro e in carbonio, fragili e sensibili alle minime curvatura, mentre migliorano il meccanismo di adesione e di plasticizzazione delle fibre in

acciaio, più resistenti e duttili [46]. Come mostrato in Fig. 3.20 l'efficienza massima si ha per angoli di 30-50°.

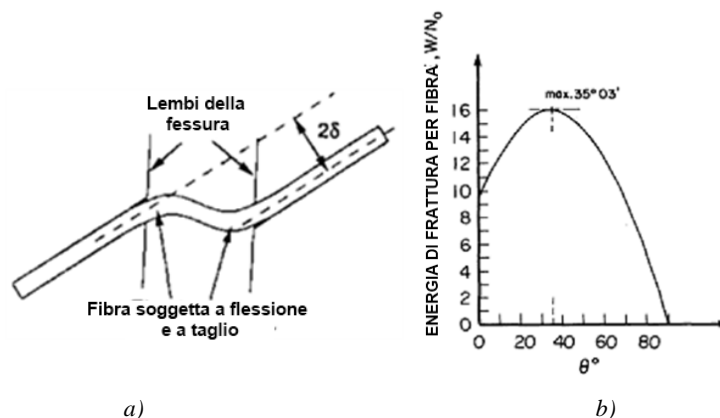


Figura 3.20: a) Particolare della fibra orientata e b) efficienza della fibra in funzione dell'inclinazione

3.5 Comportamento Meccanico del FRC

3.5.1 Distribuzione e orientamento delle Fibre

Quanto descritto nel paragrafo precedente sui meccanismi della singola fibra deve essere esteso a tutte le fibre presenti in un elemento di dimensioni reali e ciò ne influenza il comportamento meccanico globale. Come mostrato in [47], la capacità resistente di un composto FRC dipende dalla distribuzione delle fibre all'interno della sezione, dal numero di fibre coinvolte nel processo fessurativo, dalla loro lunghezza e dal loro orientamento medio rispetto alla giacitura della fessura e alla direzione di carico.

Gli FRC sono distinti solitamente per contenuto medio di fibre, con l'implicita supposizione che le fibre siano distribuite omogeneamente nella matrice e con un'orientazione casuale. Tuttavia, la forte variabilità dei risultati sperimentali indica che queste due ipotesi sono difficilmente confermate nella realtà. I compositi fibrorinforzati, soprattutto se ad alte prestazioni, sono infatti difficilmente riproducibili, perché sul loro comportamento influiscono molte variabili poco controllabili. Alcune di queste sono la viscosità della matrice, che tende a far fluire il composto in modo diverso se a contatto con le superfici del cassero, mostrando il cosiddetto "effetto parete", o la vibrazione della matrice, che tende ad allineare le fibre secondo piani perpendicolari rispetto alla direzione della gravità.

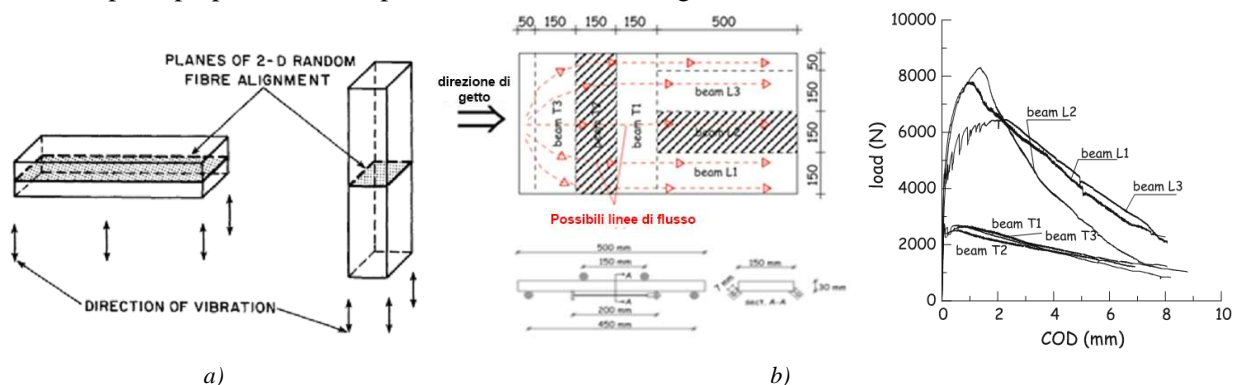


Figura 3.21: a) Piani di orientamento delle fibre in funzione della direzione di vibrazione e b) confronto del comportamento flessionale in funzione dell'orientamento delle fibre [47]

Per ridurre le variabili in gioco e migliorare la distribuzione delle fibre è possibile utilizzare i calcestruzzi auto compattanti, la cui miscela è sufficientemente viscosa da evitare la segregazione delle fibre ma consente anche di allineare le fibre secondo la direzione di getto. La Fig. 3.21 mostra come sia possibile incrementare le capacità meccaniche del prodotto semplicemente adottando modalità di getto in funzione della direzione degli sforzi che l'elemento strutturale subirà in opera.

3.5.2 Comportamento a compressione del FRC

I compositi FRC non registrano particolari incrementi di resistenza a compressione rispetto al tradizionale calcestruzzo; si può tuttavia notare un sostanziale miglioramento della duttilità e dell'energia assorbita nel tratto *softening* successivo al picco.

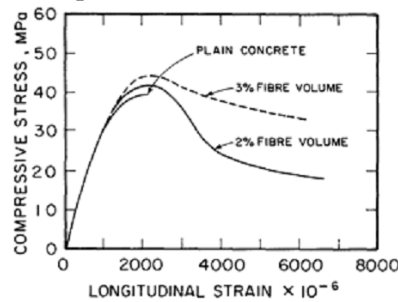


Figura 3.22: Comportamento a compressione del FRC al variare del volume di fibre

3.5.3 Comportamento a trazione del FRC

Il comportamento a trazione è maggiormente influenzato dalla presenza di fibre. A differenza del comportamento fragile registrato nel calcestruzzo tradizionale, infatti, nei compositi FRC la curva sforzo-deformazione non si limita al ramo elastico ma prosegue in un comportamento degradante o incrudente in funzione della percentuale volumetrica di fibre e del loro orientamento. Buona parte della sperimentazione si è concentrata sulla valutazione del comportamento tensionale del composito FRC individuando lo spartiacque tra comportamento *softening* e *hardening* nella percentuale volumetrica di fibre pari al 2%.

Come mostrato nella Fig. 3.23 un aumento della percentuale di fibre comporta una maggiore dissipazione di energia e una multi-fessurazione con rottura più stabile. In letteratura ai materiali in grado di sviluppare un comportamento incrudente è stata associata la definizione di *HPFRC* [48].

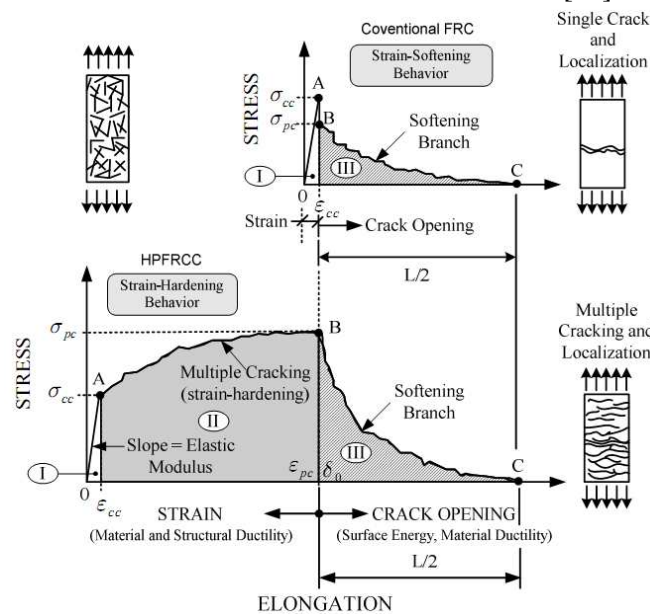


Figura 3.23: Comportamento a trazione softening e hardening del FRC in funzione del volume di fibre

3.5.4 Comportamento a flessione del FRC

Il comportamento flessionale accoppia i comportamenti a compressione e a trazione del FRC. La variazione lineare delle deformazioni, tipica della flessione, e l'iperstaticità intrinseca delle fibre favoriscono una propagazione più graduale delle fessure incrementando notevolmente l'efficienza del rinforzo. È stato infatti dimostrato sperimentalmente che è possibile raggiungere un comportamento

flessionale incrudente anche da un composito che presentava un comportamento a trazione degradante come illustrato in Fig. 3.24 [49]. A causa delle note difficoltà nella realizzazione di prove di trazione monoassiale, le prove a flessione su travetti intagliati sono utilizzate come metodo standard per la classificazione del FRC.

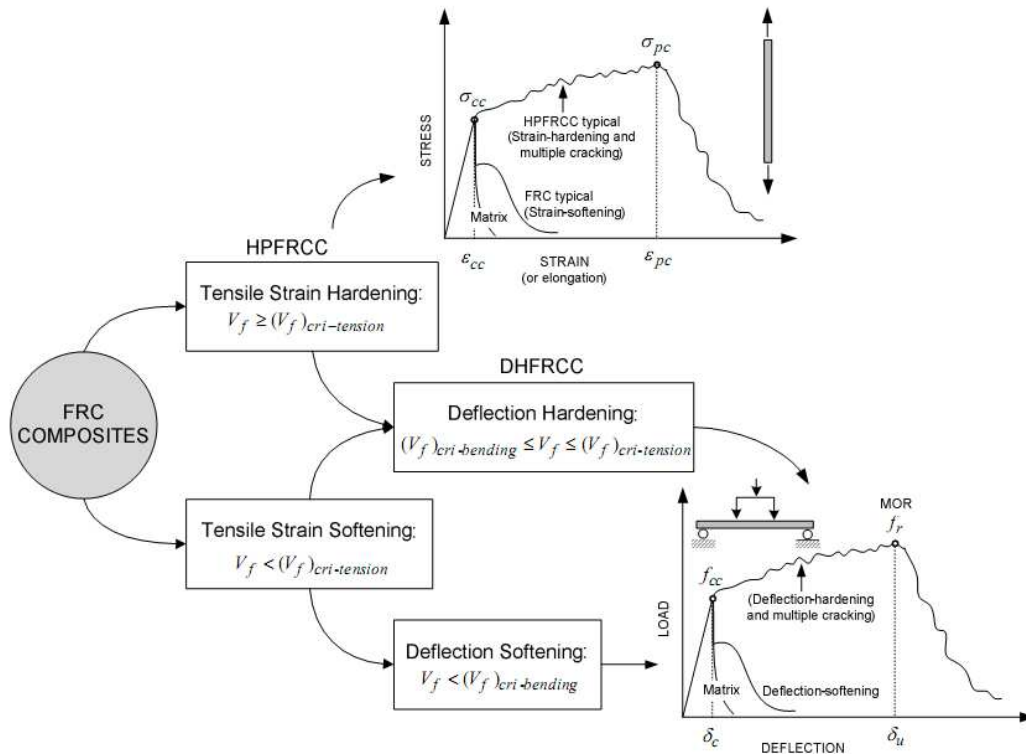


Figura 3.24: Confronto tra prove a trazione e a flessione del FRC in funzione del comportamento softening o hardening del materiale

3.6 Normative di Riferimento

3.6.1 Linea Guida CNR-DT 204/2006

Nel 2006 il Centro Nazionale di Ricerca ha pubblicato la linea guida “Istruzioni per la progettazione, l’esecuzione ed il controllo di strutture di calcestruzzo fibrorinforzato” [34] con lo scopo di fornire, all’interno della normativa nazionale vigente, un documento di tipo orientativo in grado di disciplinare l’impiego del FRC in ambito strutturale. Le istruzioni considerano il calcestruzzo fibrorinforzato come un materiale omogeneo, le cui caratteristiche sono influenzate dal dosaggio e dalle proprietà dei singoli componenti, e forniscono procedure di calcolo basandosi sui principi di progettazione agli Stati Limite, seguendo lo stile degli Eurocodici. La CNR-DT 204 distingue due comportamenti a trazione in funzione del rapporto volumetrico di fibre: per volumi compresi tra 0,3 ÷ 2% il comportamento è considerato degradante (*softening*) mentre per volumi superiori il comportamento è incrudente (*hardening*) con multifessurazione.

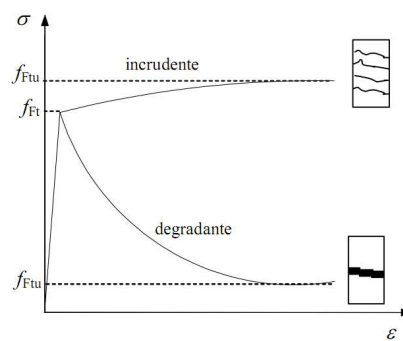


Figura 3.25: Comportamento a trazione del FRC in funzione della percentuale di fibre

I valori di resistenza di prima fessurazione e di resistenza residua ultima possono essere determinati in forma preliminare attraverso una formula (3.1) che tiene conto della frazione volumetrica, del rapporto d’aspetto e dell’aderenza:

$$F_{ftu} = \omega \cdot V_f \cdot \frac{l_f}{d_f} \cdot \tau_m \quad (3.1)$$

Con:

- ω coefficiente che tiene conto dell’effettivo orientamento delle fibre
- V_f frazione volumetrica di fibre
- l_f lunghezza delle fibre
- d_f diametro nominale delle fibre
- τ_m sforzo tangenziale medio di adesione

Dato che l’equazione fornisce un valore approssimato che non tiene conto di molti altri fattori, le istruzioni suggeriscono un approccio prestazionale che identifichi la curva costitutiva a trazione attraverso opportune prove su campioni in FRC. Il legame sforzo nominale - apertura di fessura è determinabile mediante prove di trazione uniassiale o di flessione. Poiché la prova uniassiale conforme alla UNI U73041440 è di difficile esecuzione si preferisce utilizzare le prove a flessione eseguite su provini intagliati standard in conformità alla UNI 11039 [50]. Nel caso di elementi sottili inflessi dove la direzione di getto, le modalità di miscelazione e l’effetto parete giocano un ruolo rilevante, la CNR-DT 204 suggerisce di eseguire prove a flessione su provini strutturali secondo la UNI 11188 [51].

Sulla base dei dati sperimentali si possono definire dei legami semplificati Sforzo-COD con comportamento rigido-plastico oppure lineare, attraverso la determinazione della resistenza residua di esercizio F_{fts} , definita come resistenza post-fessurazione con apertura di fessura compatibile con l’esercizio, e della resistenza ultima residua F_{ftu} .

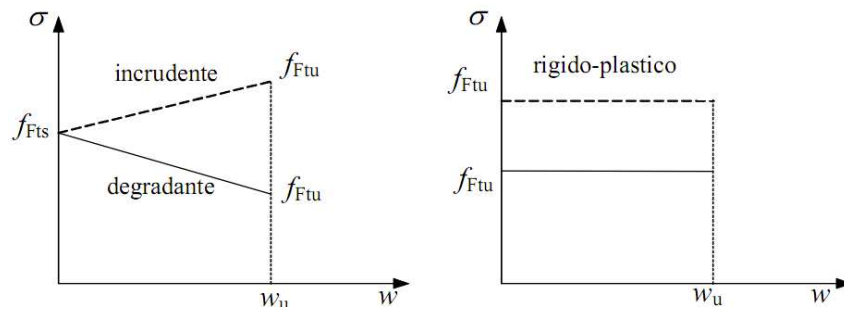


Figura 3.26: Legami costitutivi semplificati tensione-apertura di fessura

I valori di F_{fts} e F_{ftu} sono ricavati dall'elaborazione dei valori caratteristici di resistenza equivalenti f_{eq1} e f_{eq2} , definiti come valori medi della tensione nominale valutati in precisi intervalli di apertura di fessura. Tali intervalli e le rispettive resistenze dipendono dal tipo di provino su cui vengono eseguite le prove e il loro calcolo è riportato successivamente.

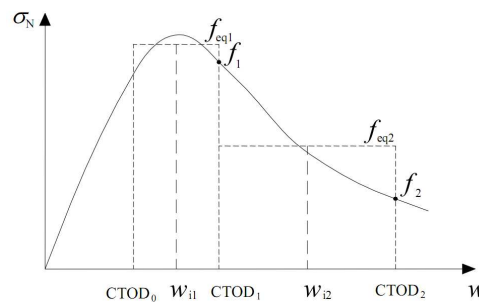


Figura 3.27: Definizione di resistenza equivalente puntuale e media

È possibile determinare il legame tensione-deformazione distribuendo il fenomeno tipicamente locale della fessurazione su una lunghezza opportuna chiamata lunghezza caratteristica l_{cs} . La deformazione è assunta a questo punto pari a:

$$\varepsilon = \frac{\omega}{l_{cs}} \tag{3.2}$$

Nel caso di modelli cinematici alla *Eulero-Bernoulli* con ipotesi di sezione piana la lunghezza caratteristica è valutata pari a:

$$l_{cs} = \min (s_{rm}, y) \tag{3.3}$$

Con:

$$s_{rm} = \xi \cdot \left(50 + 0,25 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \frac{\phi}{\rho} \right) \tag{3.4}$$

Dove:

- s_{rm} valore medio della distanza tra le fessure,
- y distanza dell'asse neutro dal bordo teso della sezione valutata in fase elastica fessurata trascurando la resistenza a trazione (pre e post-fessurazione) del fibrorinforzato,
- ξ coefficiente adimensionale da assumersi pari a 1 per $l_f/d_f < 50$, pari a $50 \cdot l_f/d_f$ per $50 \leq l_f/d_f \leq 50$ e pari a 0,5 per $l_f/d_f > 100$,
- d_f diametro delle fibre,
- l_f lunghezza delle fibre,
- ϕ diametro delle barre di armatura,
- k_1 coefficiente pari a 0,8 per barre snervate e pari a 1,6 per barre lisce,
- k_2 coefficiente pari a 0,5 per flessione pura o composta con $y \leq h$ e pari a 1,0 per trazione e flessione composta con $y > h$,
- h altezza della sezione,
- ρ rapporto geometrico tra area delle armature e area della parte tesa della sezione.

Nel caso di sezioni prive di armatura tradizionale soggette a flessione, presso-flessione o tenso-flessione la quantità s_{rm} è presa pari all'altezza della sezione del provino. Per modelli cinematici differenti, come ad esempio nell'impiego di elementi finiti, la valutazione della l_c deve essere coerente con le ipotesi del modello scelto.

I legami tensione-deformazione possibili sono riportati in Fig. 3.28:

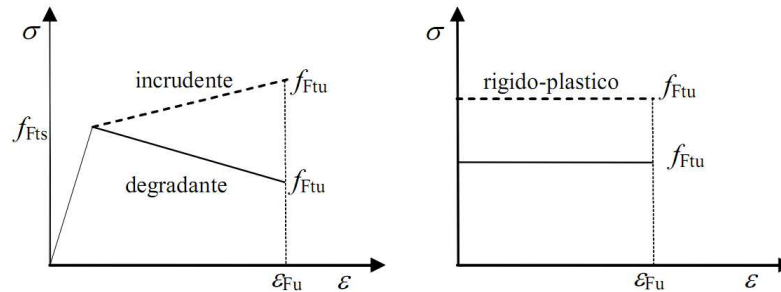


Figura 3.28: Legami costitutivi semplificati tensione-deformazione

3.6.1.6 Modello Elastico Lineare

Il modello elastico lineare ricava i due valori di riferimento f_{Fts} e f_{Ftu} da semplici considerazioni di equilibrio sulla sezione del provino valutate nelle condizioni di *SLE* e *SLU*. Le equazioni sono definite sulla base dei valori equivalenti di resistenza a flessione:

$$f_{Fts} = 0,45 \cdot f_{eq1} \tag{3.5}$$

$$f_{Ftu} = k \cdot \left[f_{Fts} - \frac{w_u}{w_{i2}} \cdot (f_{Fts} - 0,5 \cdot f_{eq2} + 0,2 \cdot f_{eq1}) \right] \geq 0 \tag{3.6}$$

Con:

- f_{eq1} e f_{eq2} resistenze equivalenti post-fessurazione significative rispettivamente per lo stato limite di esercizio e per lo stato limite ultimo
- k coefficiente da assumersi pari a 0,7 per le sezioni interamente tese e pari a 1 negli altri casi
- w_{i2} valore medio delle aperture di fessura corrispondenti agli estremi dell'intervallo in cui è valutato f_{eq2} .

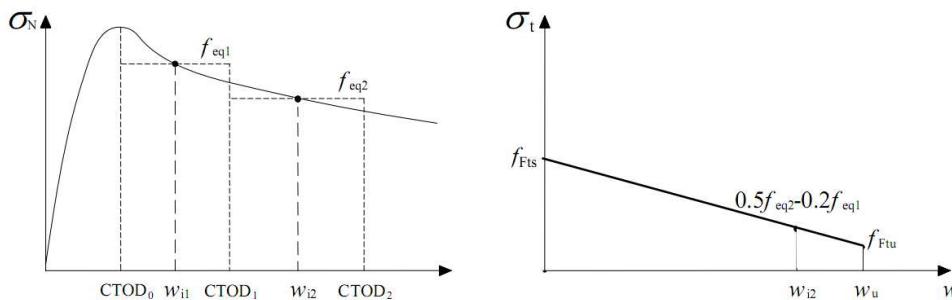


Figura 3.29: Valori delle resistenze a trazione determinati sulla base dei risultati della prova di flessione per materiali degradanti

La prima equazione (3.5) è ricavabile supponendo che per valori di apertura di fessura di piccola entità, tipici della situazione di esercizio ($w < 0,6$ mm), valgano le seguenti ipotesi:

- Sezioni piane
- Comportamento del materiale elasto-plastico a trazione
- Comportamento del materiale elastico lineare a compressione

Se si prendono come incognite la tensione f_{Fts} e la curvatura χ in corrispondenza della sezione critica e si assume lo stesso modulo di elasticità a trazione e compressione è possibile risolvere il sistema:

$$\begin{cases} N = 0 \\ M(\varepsilon_{F1}) = \frac{f_{eq1} \cdot b \cdot h^2}{6} \end{cases} \quad (3.7)$$

$$(3.8)$$

Ipotizzando che al lembo teso la deformazione valga:

$$\varepsilon_{F1} = \frac{w_{i1}}{l_{cs}} \quad (3.9)$$

Con w_{i1} valore medio delle aperture di fessura CTOD₀ e CTOD₁.

La seconda equazione (3.6) si ottiene ipotizzando un legame lineare tra i punti di ascissa w_{i1} e w_{i2} , esteso fino al punto di ascissa w_u . Il valore di tensione relativo a w_{i2} si ricava dall'equilibrio alla rotazione assumendo che la risultante delle compressioni, C , sia applicata puntualmente alla fibra di estradosso e che il comportamento sia di tipo rigido-lineare:

$$M(\varepsilon_{F2}) = \frac{f_{eq2} \cdot b \cdot h^2}{6} \quad (3.10)$$

Con:

$$\varepsilon_{F2} = \frac{w_{i2}}{l_{cs}} \quad (3.11)$$

e w_{i1} valore medio delle aperture di fessura CTOD₁ e CTOD₂.

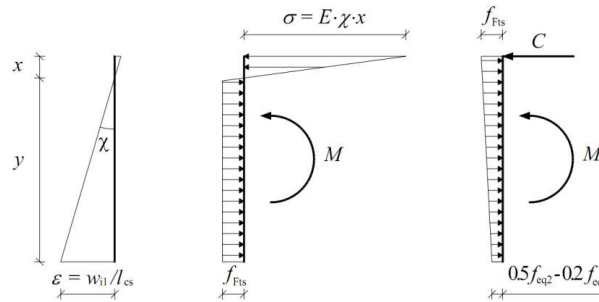


Figura 3.30: Diagrammi tensionali per la determinazione della resistenza a trazione

3.6.1.7 Modello Rigido-Plastico

Il modello rigido-plastico individua un unico valore di riferimento, f_{Fts} , sulla base del comportamento ultimo. Tale valore si calcola come:

$$f_{Ftu} = \frac{f_{eq2}}{3} \quad (3.12)$$

Ricavata imponendo l'equilibrio alla rotazione allo *SLU* come in precedenza ma tenendo conto di un diagramma di sforzi di trazione costante:

$$M_u = \frac{f_{Ftu} \cdot b \cdot h^2}{2} \quad (3.13)$$

3.6.2 UNI 11039

La norma [50] prevede prove a flessione su quattro punti in controllo di *CMOD* (*apertura alla base dell'intaglio*) da effettuare su provini prismatici intagliati in mezzeria derivanti da campioni di calcestruzzo *FRC*. I provini sono prismi retti a base quadrata di dimensioni 150 mm x 150 mm x 60 mm con un intaglio di profondità di 45 mm e larghezza compresa tra 3 e 5 mm. Il banco di prova è costituito da due cilindri metallici d'acciaio superiori liberi di ruotare e da due cilindri inferiori, uno fisso e uno in grado di ruotare. I cilindri devono avere diametro compreso tra 20 ÷ 40 mm e lunghezza almeno di 25 cm. Trasduttori di forza e di spostamento valutano rispettivamente il carico applicato e gli *CTOD* (*Apertura all'apice dell'intaglio*) e *CMOD* (*Apertura alla base dell'intaglio*).

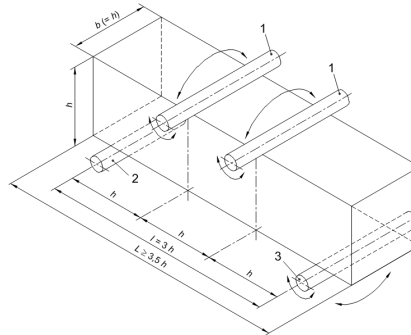


Figura 3.31: Configurazione di carico per travetti intagliati testati a flessione su 4 punti

I parametri di resistenza si valutano a partire dalle curve sperimentali carico - *CTOD_m* (*valore medio dei CTOD valutati sui diversi lati*). La determinazione del *CTOD₀*, corrispondente al carico massimo, può essere effettuata per via diretta a partire da provini in calcestruzzo base oppure può essere convenzionalmente preso pari a 25 µm. La resistenza di prima fessurazione *f_{1f}* è valutata a partire dal carico massimo *P_{1f}* valutato nell'intervallo di spostamento compreso tra 0 e *CTOD₀* tramite questa relazione:

$$f_{1f} = \frac{P_{1f} \cdot L}{b \cdot (h - a)^2} \quad (3.14)$$

Con:

- L distanza tra i coltelli inferiori
- P_{1f}* carico di prima fessurazione
- a profondità dell'intaglio
- b base del provino
- h altezza del provino

Le resistenze equivalenti corrispondenti allo *SLE* e allo *SLU* sono *f_{eq(0-0,6)}* valutata nel campo di aperture di fessura compreso tra [0-0,6 mm] e *f_{eq(0,6-3)}* nel campo [0,6-3 mm] e sono calcolate con:

$$f_{eq(0-0,6)} = \frac{L}{b \cdot (h - a)^2} \cdot \frac{U_1}{0,6} \quad (3.15)$$

$$f_{eq(0,6-3)} = \frac{L}{b \cdot (h - a)^2} \cdot \frac{U_2}{2,4} \quad (3.16)$$

Dove *U₁* e *U₂* sono le aree sottese dalla curva carico - *CTOD_m* nei due intervalli specificati.

$$U_1 = \int_0^{0,6} P(CTOD) \cdot d(CTOD) \quad (3.17)$$

$$U_2 = \int_{0,6}^3 P(CTOD) \cdot d(CTOD) \quad (3.18)$$

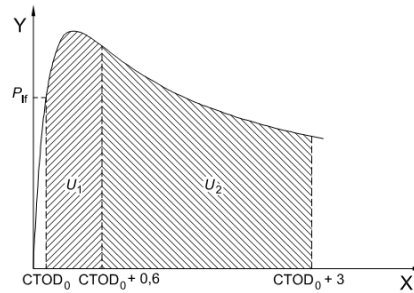


Figura 3.32: Corrispondenza fisica dei due parametri U_1 e U_2

Possiamo classificare il *FRC* in funzione della resistenza a compressione, della consistenza, delle resistenza a prima fessurazione f_{lf} e degli indici di duttilità D_0 e D_1 . I primi due indici sono ricavabili dalla norma UNI EN 206-1 mentre gli indici di duttilità valgono:

$$D_0 = \frac{f_{eq(0-0,6)}}{f_{lf}} \quad (3.19)$$

$$D_1 = \frac{f_{eq(0,6-3)}}{f_{eq(0-0,6)}} \quad (3.20)$$

Classi di resistenza di prima fessurazione

Classe	F _{2,0}	F _{2,5}	F _{3,0}	F _{3,7}	F _{4,5}	F _{5,5}	F _{6,5}	F _{7,7}	F _{9,0}
Resistenza caratteristica minima $f_{f,ck}$ [MPa]	2	2,5	3	3,7	4,5	5,5	6,5	7,7	9,0

Classi di duttilità

Indici di duttilità (valori caratteristici minimi)	Classi di duttilità						
	D_{S0}	D_{S1}	D_{S2}	D_P	D_{H0}	D_{H1}	D_{H2}
D_0	¹⁾	≥0,5	≥0,7	≥0,9	≥1,1	≥1,3	≥1,55
D_1	≥0,3	≥0,5	≥0,7	≥0,9	≥1,1	≥1,3 ²⁾	≥1,55 ²⁾
	Comportamento softening		Comportamento plastico		Comportamento hardening		
1) Valori dell'indice di duttilità $D_0 < 0,5$ sono tipici di calcestruzzi non rinforzati con fibre di acciaio. 2) Le classi D_{H1} e D_{H2} dell'indice D_1 sono caratteristiche di SFRC ad altissime prestazioni la cui formulazione richiede l'utilizzo di speciali rinforzi fibrosi opportunamente dosati e di calcestruzzi di base progettati ad hoc.							

Tabella 3.6: Classificazione di Resistenza e Duttilità del FRC

La designazione comprende:

- La classe di resistenza a compressione
- La classe di consistenza
- La classe di esposizione
- La dimensione massima dell'aggregato
- La classe di resistenza a prima fessurazione
- La classe di duttilità

Un esempio di designazione è:

SFRC UNI 11039-1 – C_{30/37} – S4 – 20 – XC2 – F_{3,5} - D_P – D_{S2}

3.6.3 UNI 11188

La presente norma [51] tiene conto delle “proprietà strutturali” del *FRC* che dipendono da alcuni fattori legati alla tecnologia esecutiva e a caratteristiche dimensionali quali: grado di dispersione delle fibre, forma e dimensioni della struttura, direzione del getto, modalità di compattazione e di maturazione. Tali proprietà si determinano su provini della stessa dimensione significativa, nello stesso assetto e maturati nello stesso ambiente della struttura.

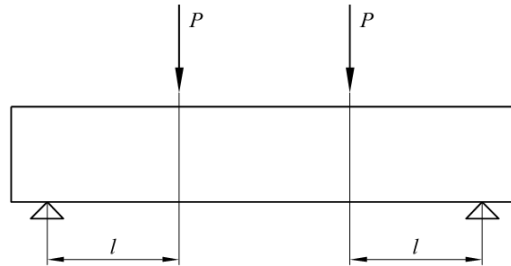


Figura 3.33: Configurazione di carico per travetti strutturali testati a flessione su 4 punti

La prova su quattro punti è effettuata su un provino non intagliato di lunghezza 600 mm e dimensioni trasversali uguali a quelle strutturali ma mai inferiori a 450 mm. Il provino può essere ottenuto per taglio dell’elemento strutturale oppure può essere gettato con le stesse modalità e giaciture dell’elemento stesso. Le strumentazioni e il banco di prova hanno le stesse caratteristiche descritte nella *UNI 11039*.

A partire dalla curva carico-spostamento $P-\delta$ rilevata sperimentalmente si possono dedurre i seguenti valori:

- Carico di prima fessurazione P_1 determinato considerando il valore massimo di carico nell’intervallo $0 < \delta < 0,1$ mm. Lo spostamento corrispondente è δ_1 ;
- Carico equivalente post-picco P_{eq1} corrispondente al valore medio nell’intervallo $3\delta_1 < \delta < 5\delta_1$;
- Carico equivalente residuo P_{eq2} corrispondente al valore medio nell’intervallo $0,8\delta_d < \delta < 1,2\delta_d$ con $\delta_d = \min(0,02 l_{cs}, 3 \text{ mm})$.

I valori di carico equivalente richiesti dalla *CNR DT 204* sono calcolati come:

$$P_{eq1} = \int_{3\delta_1}^{5\delta_1} P(\delta) \cdot d\delta \quad (3.21)$$

$$P_{eq2} = \int_{0,8\delta_d}^{1,2\delta_d} P(\delta) \cdot d\delta \quad (3.22)$$

Mentre le resistenze potranno essere semplicemente dedotte attraverso questa formula:

$$f_{eq} = \frac{P_{eq} \cdot L}{\frac{b \cdot h^2}{6}} \quad (3.23)$$

3.6.4 CEB/FIB MODEL CODE 2010

In questo paragrafo sono riportate le principali innovazioni sull'uso del *FRC* che verranno introdotte nel nuovo *Ceb-Fib Model Code 2010* di prossima pubblicazione [52]. Questo documento andrà ad aggiornare il *Ceb-Fib Model Code 1990* pubblicato nel 1993 con lo scopo di diventare il testo di riferimento per la definizione delle norme europee sul calcestruzzo. Una delle principali novità riguarda la classificazione dei composti fibrorinforzati. Come per la *UNI 11039*, la classificazione si basa sulla determinazione di alcuni valori di resistenza residua a partire dalle curve sforzo-apertura di fessura di origine sperimentale, ma in questo caso la prova a flessione è eseguita su tre punti e i valori di resistenza residua sono valutati in specifiche aperture di fessura e non sono valori equivalenti medi valutati in un intervallo. La norma di riferimento per l'esecuzione della prova è la *EN 14651* [53] la quale prevede questo set-up di prova per la determinazione della curva *Carico - CMOD* e richiede la valutazione di quattro diversi valori di resistenza residua, corrispondenti a *CMOD* = 0,5 ; 1,5 ; 2,5 e 3,5 mm.

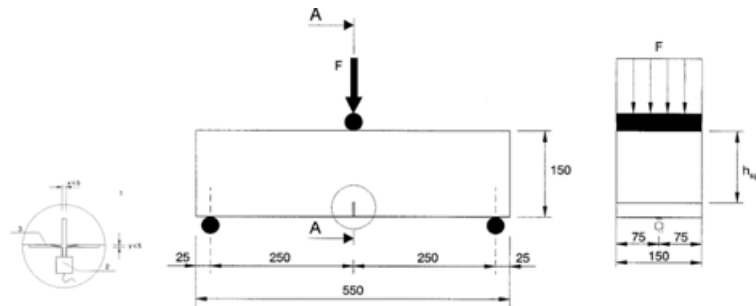


Figura 3.34: Configurazione di carico per travetti Rilem testati a flessione su 3 punti

Nel nuovo *Model Code* ci si limita a considerare le tensioni f_{R1} e f_{R3} , corrispondenti alle aperture di fessura 0,5 mm e 2,5 mm, considerate alle resistenze residue allo stato limite di esercizio e allo stato limite ultimo. Queste grandezze sono definite come:

$$f_{R,j} = \frac{3 \cdot F_j \cdot L}{2 \cdot b \cdot h_{sp}^2} \quad (3.24)$$

Con

- F_j resistenza residua corrispondente all'apertura di fessura $CMOD_j$
- L distanza tra i coltelli inferiori
- b base del provino
- h_{sp} altezza del provino depurata dell'intaglio

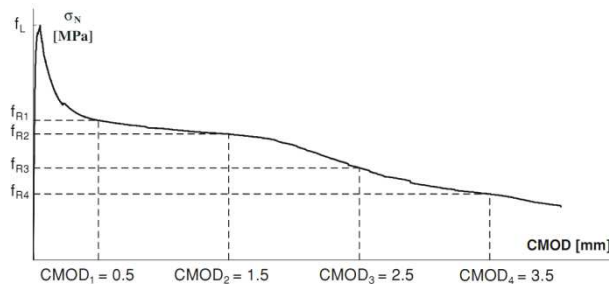


Figura 3.35: Comportamento flessionale softening e aperture di fessura equivalenti secondo MC2010

I modelli costitutivi in termini di tensione – apertura di fessura sono simili a quelli definiti nelle istruzioni *CNR DT 204*, riscritti introducendo i nuovi parametri:

- Modello a variazione lineare:

$$f_{Fts} = 0,45 \cdot f_{R1} \quad (3.25)$$

$$f_{Ftu} = k \cdot \left[f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3} \cdot (f_{Fts} - 0,5 \cdot f_{R2} + 0,2 \cdot f_{R1}) \right] \geq 0 \quad (3.26)$$

- Modello rigido plastico:

$$f_{Ftu} = \frac{f_{R1}}{3} \tag{3.27}$$

Dove w_u corrisponde al valore ultimo di apertura di fessura, non superiore a $CMOD_3 = 2,5 \text{ mm}$.

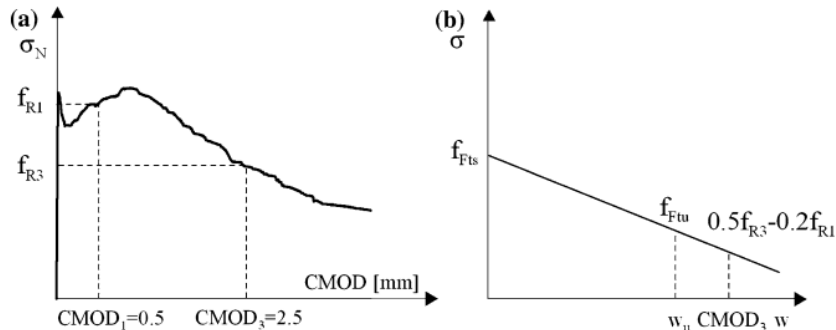


Figura 3.36: Generica curva Sforzo –CMOD e corrispondente legame costitutivo semplificato

Ed anche i legami sforzo - deformazione si individuano introducendo la lunghezza caratteristica l_{cs} , la cui definizione non varia rispetto a quanto definito dalla *CNR DT 204*:

$$\varepsilon = \frac{\omega}{l_{cs}} \tag{3.28}$$

Con:

$$l_{cs} = \min(s_{rm}, y) \tag{3.29}$$

Le deformazioni corrispondenti alle tensioni notevoli sono quindi:

$$\varepsilon_{SLE} = \frac{CMOD_1}{l_{cs}} \tag{3.30}$$

$$\varepsilon_{SLU} = \frac{w_u}{l_{cs}} = \min\left(\varepsilon_{Ftu}, \frac{CMOD_3}{l_{cs}}\right) \tag{3.31}$$

Con ε_{Ftu} assunto pari al 2% in flessione e 1% in trazione pura.

Il *MC2010* propone per le analisi numeriche una legge costitutiva più sofisticata che tiene conto del comportamento non fessurato del materiale. L'andamento Sforzo - Deformazione si completa quindi considerando, nella fase pre-picco, la relazione bilineare adottata dalla norma per il calcestruzzo bianco sottoposto a tensione uniaassiale (Fig. 3.37), che dipende dalla resistenza a trazione f_{ctm} (3.32):

$$\begin{cases} f_{ctm} = 0.3 \cdot (f_{ck})^{\frac{2}{3}} & \text{classe di resistenza} < C50 \\ f_{ctm} = 2.12 \cdot \ln(1 + 0.1 \cdot (f_{ck} + 8)) & \text{classe di resistenza} > C50 \end{cases} \tag{3.32}$$

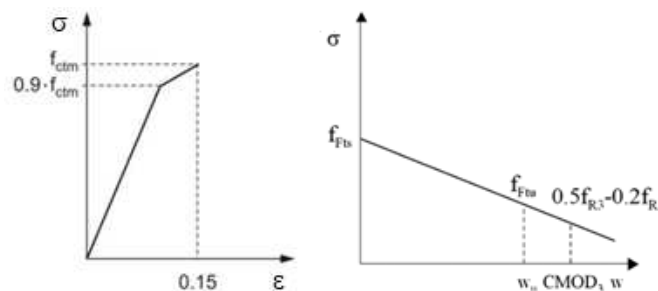


Figura 3.37: Legame costitutivo a trazione pre-picco per calcestruzzo e post-picco per FRC secondo MC2010

Sono proposte diverse modalità (Fig. 3.38) per comporre il tratto di legge costitutiva pre-picco e il tratto post-picco di propagazione della fessura, a seconda che il comportamento compressivo del materiale sia *softening* o *hardening*.

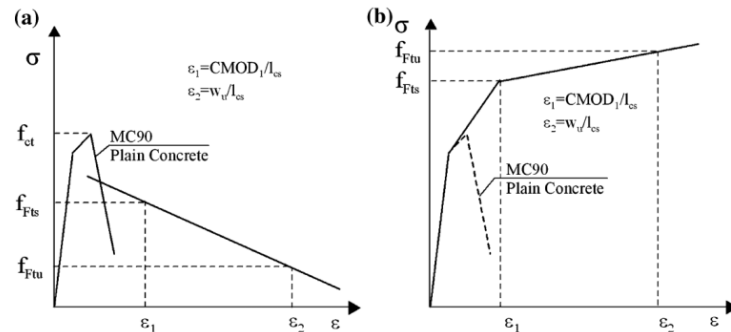


Figura 3.38: Possibili modelli di legame costitutivo sforzo- deformazione a trazione per FRC secondo MC2010

È necessario che il progettista tenga conto del fatto che il comportamento osservato nelle prove standard può discostarsi dal reale comportamento reale del FRC impiegato nella realizzazione di elementi strutturali. Per questo motivo il MC2010 consente di realizzare dei test su provini strutturali, come quelli descritti nella CNR DT 204, per valutare l'effetto dell'orientazione delle fibre e determinare il *Fattore di Orientazione K* con cui modificare i valori di sforzo equivalente (3.33):

$$\begin{cases} f_{Fts,mod} = \frac{f_{Fts}}{K} & (3.33) \\ f_{Ftu,mod} = \frac{f_{Ftu}}{K} & (3.34) \end{cases}$$

La Classificazione avviene correlando il comportamento allo *SLE*, la cui resistenza caratteristica è f_{R1k} , con quello allo *SLU*, rappresentato dal rapporto tra le resistenze caratteristiche f_{R3k}/f_{R1k} . Il primo parametro consente di scegliere un numero all'interno di questo intervallo:

$$1,0 ; 1,5 ; 2,0 ; 2,5 ; 3,0 ; 4,0 ; 5,0 ; 6,0 ; 7,0 ; 8,0 [MPa]$$

Mentre il secondo parametro determina una lettera in funzione dell'intervallo in cui è compreso:

- lettera a se $0,5 \leq f_{R3k}/f_{R1k} \leq 0,7$
- lettera b se $0,7 \leq f_{R3k}/f_{R1k} \leq 0,9$
- lettera c se $0,9 \leq f_{R3k}/f_{R1k} \leq 1,1$
- lettera d se $1,1 \leq f_{R3k}/f_{R1k} \leq 1,3$
- lettera e se $1,3 \leq f_{R3k}/f_{R1k}$

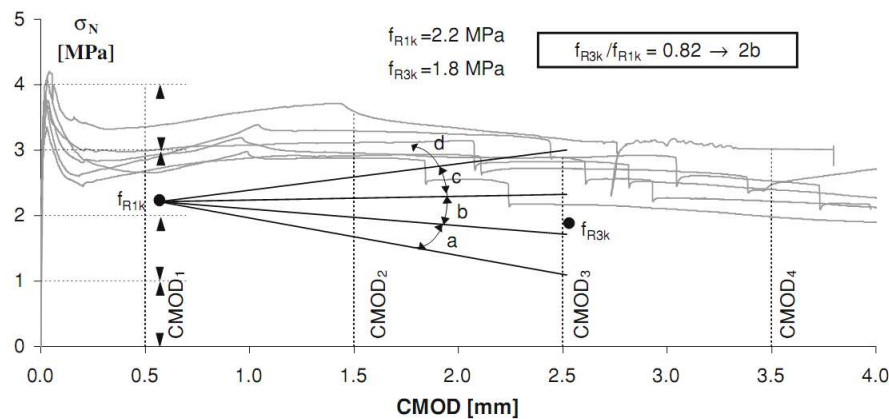


Figura 3.39: Classificazione del FRC secondo MC2010

Il textile reinforced concrete (TRC)

Il calcestruzzo armato combina la resistenza a compressione del calcestruzzo e la resistenza a trazione delle barre d'acciaio per ottenere la capacità portante richiesta nella gran parte delle costruzioni civili, ma lo spessore dei copriferri necessari per proteggere l'acciaio vincola la geometria della struttura e appesantiscono le opere. Per snellire le strutture, lo sviluppo tecnologico si è orientato verso i compositi fibrorinforzati come l'*HPFRC* e il *TRM*. Quest'ultimo materiale composito riesce a sfruttare le potenzialità del *c.a.* e del *FRC* attraverso l'inserimento di uno o più strati di rete di fibra all'interno di una matrice di calcestruzzo a granulometria molto fine. La rete di fibra (*textile*), che può essere orientata secondo la direzione degli sforzi, garantisce infatti un rinforzo più diffuso rispetto a quello offerto dall'armatura tradizionale, e più efficace, a parità di materiale utilizzato, rispetto a quello ottenuto con la dispersione casuale di fibre corte in vetro.

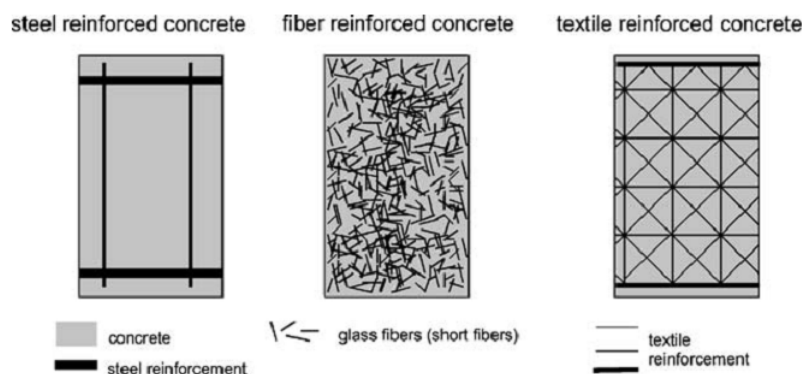


Figura 4.1: Confronto del rinforzo negli elementi in *c.a.*, *FRC* e *TRC*

La possibilità di ridurre gli spessori a pochi millimetri e la flessibilità del *Textile* consentono di impiegare il *TRC* per realizzare elementi molto sottili, leggeri e di forme particolari. Nei paragrafi successivi saranno presentate le principali caratteristiche dei materiali che partecipano alla realizzazione di un composto *TRC*, le sue proprietà meccaniche, a breve e a lungo termine, e alcune delle opere realizzate finora con questo materiale innovativo.

4.1 Le reti di fibre (*Textile*)

Le proprietà, le qualità e la disposizione dei materiali utilizzati per realizzare le fibre hanno una notevole influenza sulle caratteristiche del TRC. Le fibre, per essere efficaci, devono avere tenacità, modulo elastico e deformazione a rottura molto più elevate rispetto alla matrice cementizia. Inoltre devono garantire un'adeguata aderenza, e resistere all'attacco alcalino senza perdere le loro proprietà nel tempo [54].

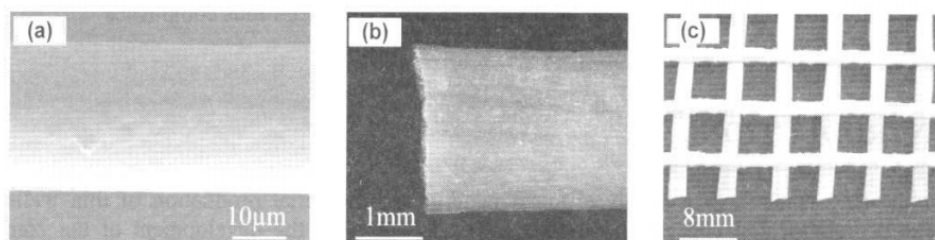


Figura 4.2: Particolari in diverse scale di: a) un filamento; b) un filo; c) una rete

Le fibre, realizzate solitamente in vetro o in carbonio, sono composte da fasci di diverse centinaia di filamenti (*yarn*), semplicemente affiancati o leggermente torti. La dimensione delle fibre è valutata in *TEX*, un'unità di misura che valuta il peso in grammi di un chilometro di fibra.

I filamenti in fibra di vetro, ottenuti secondo le fasi di produzione descritte nel paragrafo 3.1.2.2, vengono ricoperti con una membrana polimerica e raccolti in fasci da 400 a 6600 pezzi. La loro densità di 2.8 kg/dm^3 è relativamente alta, la loro tenacità supera i 1400 MPa, con deformazione ultima al 2% e il loro modulo elastico è compreso tra 70-80 GPa. Le ottime proprietà d'aderenza con il calcestruzzo garantiscono alle fibre di vetro AR un ottimo rapporto qualità-prezzo.



Figura 4.3: Esempio di textile 3D in fibra di vetro e carbonio

Anche le reti in fibre di carbonio seguono un processo produttivo identico a quanto descritto nel paragrafo 3.1.2.3. Le proprietà fisiche e meccaniche delle singole fibre di carbonio sono eccellenti: la densità è pari a $1,8 \text{ kg/dm}^3$, la tenacità è compresa tra 3000-5000 MPa, il modulo elastico è di 200-250 GPa e la resistenza agli attacchi chimici è ottima. Tuttavia la cattiva aderenza con il calcestruzzo e l'elevato costo limitano fortemente il loro impiego nelle realizzazioni strutturali.



Figura 4.4: Esempio di textile in fibra di carbonio

I filamenti di questi due materiali vengono combinati secondo gli stessi procedimenti impiegati nell'industria tessile per produrre una grande varietà di reti e tessuti, differenti per intreccio di trama,

ordito e geometria. In Fig. 4.5 sono riportati alcuni dei principali modelli di textile tra cui anche alcune configurazioni tridimensionali, ottenibili grazie alla grande flessibilità dei filati [55] [56].

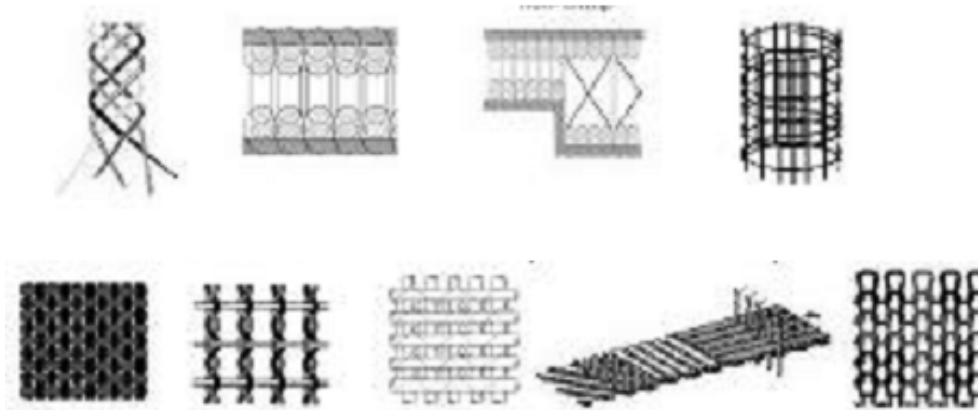


Figura 4.5: Esempi di filato per i textile

4.2 Matrice cementizia

La matrice impiegata nei TRC deve essere fluida allo stato fresco, per riuscire a penetrare all'interno delle maglie del *textile* e garantire una buona aderenza, mentre in fase solida deve risultare compatta, resistente e chimicamente poco aggressiva. Per raggiungere un'alta lavorabilità si utilizzano aggregati molto fini, $d_{\max} = 0,6$ mm, che rendono il composito granulometricamente simile alle malte, ma con prestazioni meccaniche pari a quelle del calcestruzzo. In letteratura questo tipo di matrice prende il nome di micro calcestruzzo, o *Fine concrete* [57]. Come visto per gli FRC, con l'aggiunta al clinker di pozzolane, quali il fumo di silice e la cenere volante, si migliorano sia la lavorabilità del composto che la resistenza, e si riduce l'alcalinità della soluzione presente nei pori. Il fumo di silice infatti rilascia SiO_2 nella soluzione dei pori del cemento indurito, il quale, reagendo con il Ca(OH)_2 , forma del calcio silicato non aggressivo chimicamente. Per eliminare completamente l'idrossile di calcio serve un quantitativo di fumo di silice superiore al 25% in massa, ma tale quantità compromette la lavorabilità della matrice allo stato fresco [58] [59]. Per questo motivo è consigliabile limitarne l'apporto al 10% in massa e sostituire la restante parte con la cenere volante che consente di ottenere gli stessi risultati senza compromettere la fluidità del composto.

L'utilizzo di particolato così fine, abbinato a un rapporto a/c minimo, permette di confezionare un calcestruzzo compatto e impermeabili, che richiede l'aggiunta di additivi fluidificanti.

4.3 Il comportamento fessurativo e meccanico del TRC

Il comportamento meccanico del TRC non può essere dedotto esclusivamente dall'analisi del comportamento dei singoli componenti, ma richiede la valutazione dell'interazione tra le parti. Serve conoscere i meccanismi di aderenza che avvengono a livello microscopico tra rinforzo e matrice per poter comprendere la risposta globale del composito: con un contatto debole il collasso può avvenire dopo un comportamento duttile, mentre ad un contatto forte corrisponde un materiale più resistente, ma fragile [60].

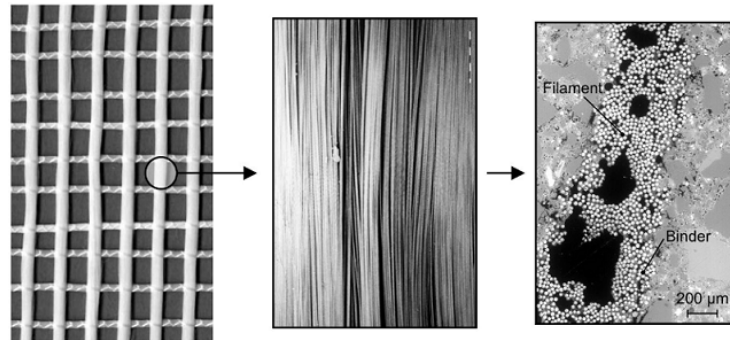


Figura 4.6: Esempio di rete e particolare microscopico della fibra libera e immersa nella matrice cementizia

Mentre tra l'acciaio e il calcestruzzo il contatto dipende inizialmente dall'adesione chimica e successivamente dall'ingranamento meccanico, attivato dalle irregolarità delle due superfici, nel caso del rinforzo in *textile* il contatto è influenzato da un ulteriore meccanismo. Ogni filo del *textile* è composto da migliaia di filamenti che entrano in contatto con la matrice in due modi diversi: quelli più esterni hanno una reale adesione con essa, mentre quelli più interni, non essendo raggiunti dalla miscela, lavorano per attrito tra loro (Fig. 4.7). In questo modo i filamenti esterni hanno una lunghezza di trasferimento dello sforzo inferiore rispetto ai filamenti interni e, a parità di apertura di fessura, raggiungono prima la deformazione di rottura.

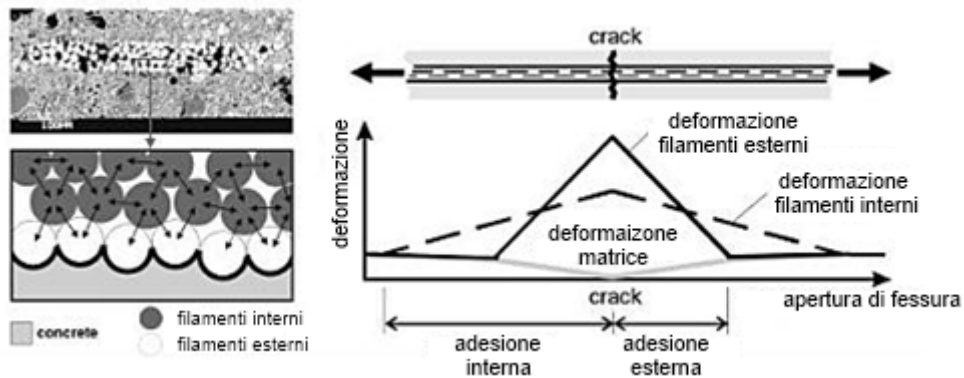


Figura 4.7: Particolare del contatto tra la matrice e il filo di textile e andamento delle deformazione dei filamenti interni e esterni lungo la fessura

Per sfruttare meglio le potenzialità del rinforzo si è provato a solidarizzare i filamenti, impregnandoli con resina epossidica [61] [62]. Nel diagramma Carico - Scorrimento (Fig. 4.8) è riportato un confronto qualitativo tra i risultati ottenuti per provini con fili senza e con resina: nel primo caso lo scorrimento relativo tra i filamenti interni ed esterni determina un comportamento *pseudo-duttile*, nel secondo caso il maggior numero di filamenti coerenti con la matrice consente di raggiungere valori di carico superiori, ma comporta anche una rottura di tipo fragile [63].

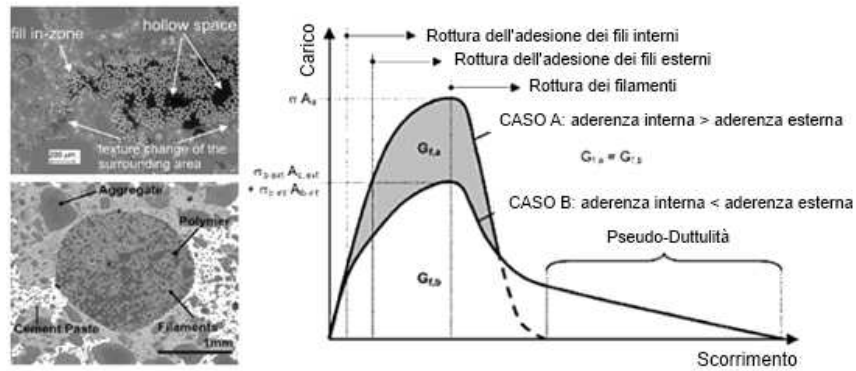


Figura 4.8: Particolare del contatto tra la matrice e il filo, non impregnato e impregnato, e loro comportamenti a trazione

Nel comportamento a trazione del TRC riportato in Fig. 4.9 è possibile individuare tre stadi:

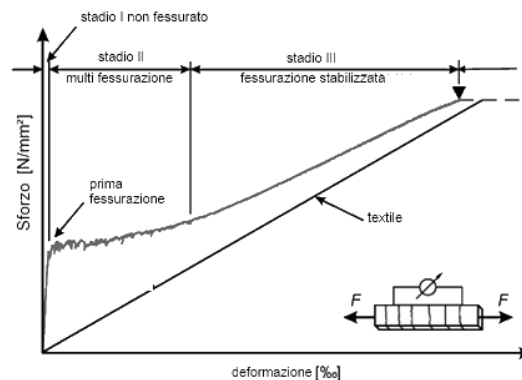


Figura 4.9: Comportamento a trazione del generico TRC

- *Stadio I*: il comportamento è elastico e la pendenza della curva è legata alle rigidzze sia della malta che delle fibre, mentre lo sforzo di prima fessurazione dipende esclusivamente dalla resistenza a trazione della matrice;
- *Stadio II*: superata la resistenza a trazione del *fine concrete* inizia una fase leggermente incrudente, in cui lo sforzo viene ridistribuito ciclicamente tra matrice e rete durante un processo di fessurazione multipla. Il numero di fessure, la loro distanza e la loro apertura dipendono dalla geometria del rinforzo e dalla qualità dell'aderenza tra le parti;
- *Stadio III*: quando il calcestruzzo esaurisce tutte le sue potenzialità resistenti, il provino si stabilizza su una configurazione multifessurata e lo sforzo è trasferito al solo *textile*. La curva riprende a crescere con una pendenza inferiore di circa il 10-30% rispetto a quella del semplice rinforzo.

L'andamento duttile dei TRC nella fase post-fessurativa è influenzato dalla deformazione ultima delle fibre, e non dalla resistenza a pull-out come accade invece per gli FRC, e anche dal tipo di materiale con cui è realizzata la rete, i composti con fibre di carbonio mostrano infatti una rigidezza tre volte superiore a quelli con le fibre in vetro AR e una fessurazione meno profonda. Gli studi realizzati finora dimostrano però che il composito rompe per carichi pari a poco più della metà della resistenza del singolo filamento. Esistono quindi dei fattori che anticipano la rottura del TRC e non consentono un completo sfruttamento delle potenzialità del *Textile*, e i principali sono:

- La variabilità delle proprietà dei filamenti in dipendenza del diametro e del materiale utilizzato;
- Il possibile danneggiamento dei filamenti durante le diverse fasi di produzione;
- L'aderenza tra i filamenti in funzione delle dimensioni, della geometria e delle pressioni trasversali;
- L'aderenza tra filamenti e matrice influenzata dalle sue dimensioni, dalla sua composizione e dalla storia di carico;

- L'orientazione delle fibre rispetto al carico;
- La differenza tra lo sforzo massimo f_t di un filo della rete e la resistenza del composito σ_{max} è quantificabile attraverso un coefficiente di efficienza k_1 pari a:

$$k_1 = \frac{f_t}{\sigma_{max}} \quad (4.1)$$

Le fibre in vetro AR hanno un'efficienza media del 40% mentre quelle in carbonio oltre il 65%.
 Come già accennato per gli FRC, le fibre in materiale fragile il vetro e il carbonio hanno anche una struttura molecolare che le rende molto sensibili ai carichi trasversali e alla flessione. Analizzando microscopicamente una fessura è possibile vedere che si sviluppano determinati meccanismi tra fibra e matrice:

- Gli sforzi trasversali e di flessione provocano delle curvature che danneggiano i filamenti e ne riducono la capacità portante;
- I filamenti interni si incurvano meno rispetto a quelli esterni e generano una distribuzione di sforzi non uniforme che limita l'efficacia complessiva della fibra;
- Gli sforzi trasversali provocano delle compressioni sul filo che migliorano il contatto di aderenza tra i filamenti interni.

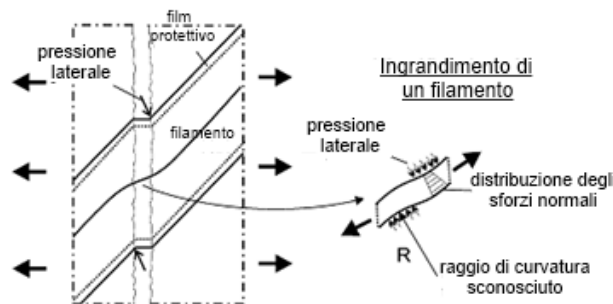


Figura 4.10: Particolare di una fessura attraversata da un filo di textile

Il diametro dei fili, la percentuale di rinforzo e l'orientamento delle fibre sono parametri che fanno prevalere un meccanismo rispetto agli altri e modificano il comportamento globale del composito. Sperimentalmente è emerso che l'aumento del diametro dei fili abbatta la resistenza complessiva, questo perché cresce la percentuale di fibre interne non a diretto contatto con la matrice cementizia. Come mostrato in Fig. 4.11 l'aumento percentuale del rinforzo migliora la resistenza a flessione del *textile* in carbonio lasciando quasi inalterato quello in fibra di vetro. Questo perché nelle fibre in carbonio la pressione laterale migliora l'aderenza tra le fibre interne mentre nelle fibre di vetro, più delicate, provoca un danneggiamento locale. Per conteggiare questo fenomeno si utilizza un coefficiente $k_{fl,\rho}$ rapporto tra la resistenza a flessione e a trazione:

$$k_{fl,\rho} = \frac{\sigma_{max,fl}}{\sigma_{max,t}} \quad (4.2)$$

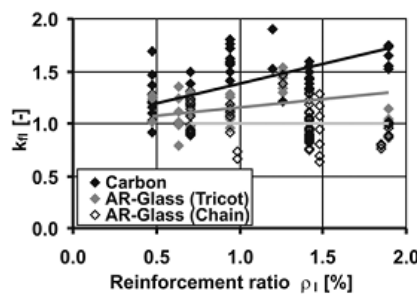


Figura 4.11: Variazione della resistenza a trazione del TRC in funzione della percentuale di rinforzo per diversi tipi di fibra [64]

Anche l'orientamento variabile delle fibre rispetto alla direzione di carico attiva degli sforzi trasversali che riducono la capacità portante dell'elemento. Tale riduzione è quantificabile solo sperimentalmente con un coefficiente $k_{0,\alpha}$:

$$k_{0,\alpha} = \frac{\sigma_{max,\alpha}}{\sigma_{max}} \quad (4.3)$$

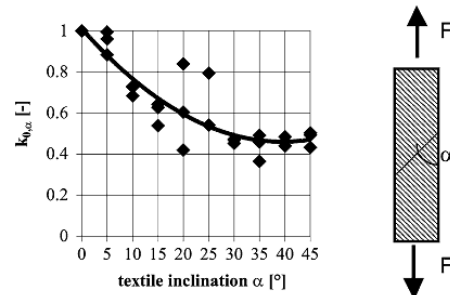


Figura 4.12: Variazione della resistenza a trazione del TRC in funzione dell'orientamento delle fibre

Un altro fattore che riduce la resistenza dell'intreccio rispetto a quella del singolo filamento è legato al processo di lavorazione che, cambiando la sezione dei fili, modifica la qualità dell'adesione tra i filamenti. La perdita di resistenza è ancora più influenzata dalla perdita di aderenza che si ha in prossimità delle sovrapposizioni tra trama e ordito, dove la penetrazione del calcestruzzo è più difficile. La sperimentazione ha infatti evidenziato che l'orditura del *textile* può influire sia positivamente che negativamente sul comportamento complessivo del composito [65] [66].

4.4 Modellazione di progetto

I compositi in *TRC* sono particolarmente vantaggiosi per la realizzazione di elementi sottili, anche se presentano una rigidità inferiore e deformazioni maggiori rispetto agli elementi in calcestruzzo tradizionale. Questi effetti sono visibili non solo in condizioni allo *Stato Limite Ultimo*, quando la rigidità è ridotta dalla fessurazione, ma anche allo *Stato Limite d'Esercizio*. Per una buona progettazione è quindi importante riuscire a riprodurre il legame sforzo-deformazione e l'evoluzione fessurativa nel modo più accurato possibile. Un modello a trazione, l'*ACK theory*, è stato sviluppato presso il *NPL* da *Aveston et al.* [67] e si basa sulle ipotesi che, dopo la fessurazione, la perdita d'adesione avviene oltre una certa distanza dalla frattura e che il contatto tra fibre e matrice è di solo attrito, con sforzo di taglio τ costante. Tale modello coglie la rigidità nei tre diversi stadi, l'apertura di fessura e la loro distanza relativa con risultati soddisfacenti, ma non riesce a quantificare il lieve aumento di tensione nella zona di multifessurazione dovuta alla complessa relazione fibra-matrice.

Un modello migliore è stato introdotto da *Curtin et al.* [68], il quale propone di stimare la resistenza a trazione del calcestruzzo con un *modello Weibull* a due parametri. In questo modo la fessurazione è progressiva e per un dato valore di tensione del composito σ_c si ha solo una parziale formazione di fessure a distanza x :

$$x = X \cdot \left[1 - e^{\left(-\frac{\sigma_c}{\sigma_{Rc}}\right)^m} \right]^{-1} \quad (4.4)$$

Con:

- σ_{Rc} sforzo di prima fessurazione. È il primo parametro di Weibull
- m modulo di Weibull, secondo parametro, indica la lunghezza di distribuzione della forza
- X distanza ultima tra le fessure, ricavabile con *ACK theory*

E la lunghezza caratteristica vale:

$$\delta = \frac{V_m \cdot r \cdot E_m \cdot \sigma_c}{E_{c1} \cdot V_f \cdot 2\tau} \quad (4.5)$$

Con:

- $V_{m/f}$ frazione volumetrica di matrice/fibre
- $E_{m/f}$ modulo elastico di matrice/fibre
- E_{c1} modulo elastico del composito non fessurato
- r raggio delle fibre

Componendo queste relazioni è possibile determinare la relazione sforzo-deformazione:

$$\begin{cases} \varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_{c1}} \cdot \left(1 + \frac{\alpha\delta}{x} \right) & \text{per } x > 2\delta \\ \varepsilon_c = \sigma_c \cdot \left(\frac{1}{E_f \cdot V_f} - \frac{\alpha x}{4\delta E_{c1}} \right) & \text{per } x < 2\delta \end{cases} \quad (4.6)$$

$$\quad (4.7)$$

Dove:

$$\alpha = \frac{E_m \cdot V_m}{E_f \cdot V_f} \quad (4.8)$$

Con questo modello si riproduce in modo più fedele il comportamento a trazione uniassiale del composito *TRC*, riuscendo a cogliere anche il leggero incrudimento che caratterizza il tratto intermedio di multifessurazione.

4.5 Durabilità

Le applicazioni strutturali devono mantenere le caratteristiche meccaniche per tutta la loro vita utile, ma è provato sperimentalmente che i TRC in fibra di vetro perdono resistenza nel tempo a causa di alcuni meccanismi che modificano l'interfaccia tra matrice e fibra, quali:

- La corrosione dei filamenti in vetro AR dovuto all'attacco alcalino di ioni OH⁻ ;
- L'irrigidimento del contatto tra matrice e fili dovuto alla precipitazione della portlandite satura i vuoti presenti tra i filamenti;
- L'aumento delle cricche lungo le fibre immerse in soluzione alcalina e sottoposte a sforzo costante.

Come detto in precedenza, è possibile aumentare la resistenza all'attacco alcalino sia impiegando fibre di vetro AR, nel quale lo zirconio crea un sottile rivestimento sulla superficie dei filamenti, sia applicando un film in materiale polimerico sulle fibre a fine processo. È possibile modificare anche la composizione della matrice, con l'aggiunta di pozzolane al clinker, o favorire il processo di carbonatazione, il quale trasforma la portlandite in Ca(CO)₃. Negli ultimi anni la sperimentazione sul TRC si è concentrata sulla valutazione dei meccanismi di danno e sui metodi per prevenirli, sottoponendo i provini a processi che accelerano il degrado come l'“hot water ageing”, che prevede la completa immersione dei provini in acqua a temperatura di 50°C per periodi di tempo nell'ordine delle decine di giorni, o il “cycling ageing”, che sottopone i provini a cicli igrotermici. Gli studi di Purnell, e in seguito di Orłowsky [69], svolti su travetti sottoposti a invecchiamento forzato in acqua calda, hanno dimostrato che l'utilizzo di una matrice meno aggressiva rende più duttile il comportamento a trazione del composito (Fig. 4.13) e aumenta l'energia di frattura nel comportamento a Pull-Out (Fig.4.14).

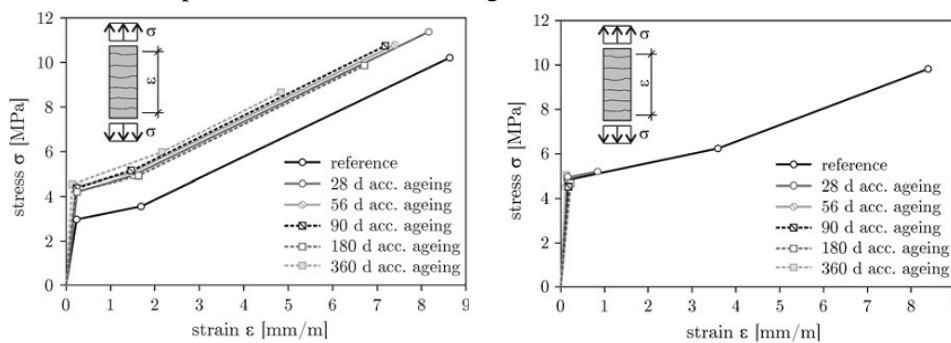


Figura 4.13: Comportamento a trazione di TRC realizzati con matrici alcaline e non alcaline, sottoposti a hot water ageing [70]

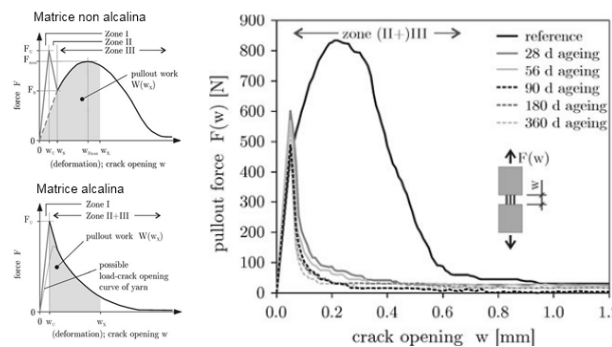


Figura 4.14: Comportamento a pull-out di TRC realizzati con matrice alcaline e non alcaline e sottoposti a hot water ageing

Purnell e Orłowsky sostengono inoltre la tesi secondo cui la principale causa di perdita di resistenza del composito risiede nella formazione progressiva e instabile di cricche lungo la superficie esterna delle fibre.

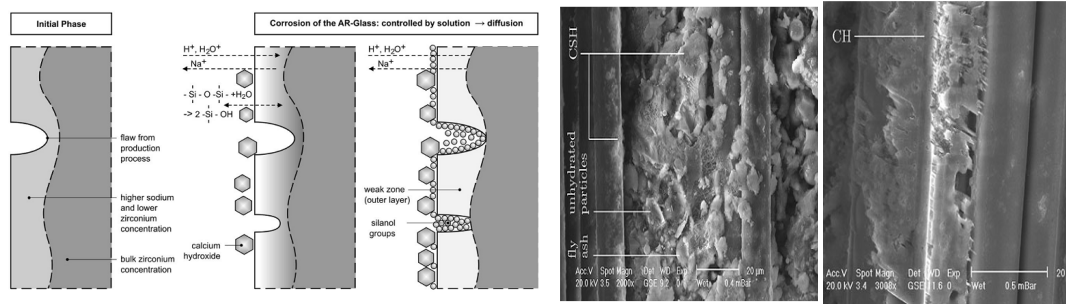


Figura 4.15: Formazione delle cricche lungo le superfici delle fibre e immagini al microscopio delle calcificazioni di CH

In altri studi è stato possibile confermare che, in una matrice poco alcalina, la percentuale di cristalli di portlandite è inferiore e l'interfaccia si mantiene duttile, evitando così un irrigidimento eccessivo che portava a rottura fragile per sforzi di trazione ridotti. *Purnell e Orlowsky* [71] hanno sviluppato un modello teorico che stima la perdita di resistenza dei TRC, in funzione del tempo, valutando lo sforzo di rottura per fatica della fibra di vetro, dovuto alla diffusione delle cricche, attraverso (4.9):

$$f_t = \frac{K_{Ic}}{A \cdot \sqrt{\pi a}} \quad (4.9)$$

Con:

- f_t sforzo ultimo al tempo t
- K_{Ic} fattore di frattura (Mode I)
- A fattore di forma
- a dimensione della cricca

La perdita di resistenza in funzione del tempo può essere stimata con:

$$\Delta f_{l,t} = 1 - \frac{f_t}{f_{t=0}} \quad (4.10)$$

E componendo (4.9) e (4.10) si può rivalutare la perdita di resistenza in funzione della dimensione della cricca:

$$\Delta f_{l,t} = 1 - \sqrt{\frac{a_0}{a}} \quad (4.11)$$

Nel modello proposto da *Purnell* (*Static fatigue model*) il flusso a di ioni OH^- è continuo e la cricca cresce linearmente:

$$a = a_0 + k_1 \cdot t \quad (4.12)$$

Invece in quello proposto da *Orlowsky* (*Corrosion model*) la crescita del difetto è suddivisa in una fase iniziale lineare e in una successiva, in controllo di diffusione, legata alle progressive modifiche superficiali del vetro durante la corrosione:

$$a = a_0 + X \quad (4.13)$$

$$\left(\frac{X}{k_1} + \frac{X^2}{2k_2} \right) - t = 0 \quad (4.14)$$

Con:

- X dimensione della cricca [nm]
- k_1 coefficiente della parte cinetica della reazione [nm/day]
- k_2 coefficiente della parte in controllo di diffusione della reazione [nm²/day]

I risultati ottenuti con questi approcci empirici sono visibili nel grafico sottostante ed evidenziano come l'ipotesi di *Orlowsky* sia più realistica rispetto a quella storicamente precedente di *Purnell*.

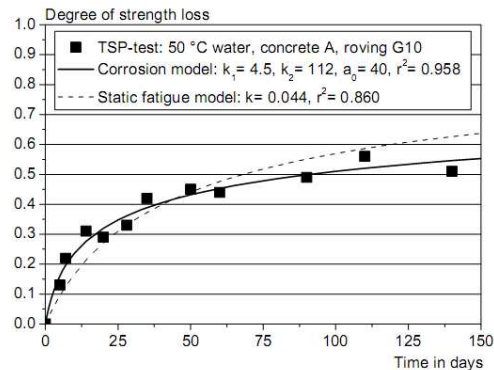


Figura 4.16: Confronto sperimentale-teorico della perdita di resistenza nel tempo

4.6 Le applicazioni

Una delle maggiori potenzialità del calcestruzzo è legata alla possibilità di plasmarlo tridimensionalmente per realizzare strutture portanti che riducano al minimo l'utilizzo del materiale, ma finora non è stato possibile sfruttarla pienamente, a causa dei vincoli dimensionali imposti dall'utilizzo del rinforzo in acciaio. Solo alcuni architetti e ingegneri come *Pier Luigi Nervi*, *Felix Candela* e *Angelo Mangiarotti* hanno cercato di ottimizzare l'impiego del materiale, realizzando opere snelle di grande efficacia strutturale ed eleganza nel design. Lo sviluppo delle applicazioni in *TRC* mira a facilitare il raggiungimento di questi canoni architettonici di snellezza e eleganza, e a migliorare l'estetica con livelli di finitura superficiale prossimi a quelli della pietra naturale [72].

Una delle prime applicazioni del *TRC* è stata realizzata presso l'*Institute of Structural Concrete of RWTH Aachen University* nel 2002 [73]. L'intera superficie dell'edificio adibito agli impianti di prova è costituita da pannelli di dimensioni 268,5 x 32,5 x 2,5 cm, fissati alla struttura in cemento armato attraverso quattro ancoraggi e armati con due reti in fibra di vetro AR per non fessurarsi in esercizio. Questo esempio dimostra come il composito *TRC* rappresenti un'ottima alternativa alla pietra o al tradizionale calcestruzzo armato nella realizzazione di elementi economici sia nella produzione, che nell'installazione e nella manutenzione.



Figura 4.17: Sezione dei pannelli di tamponamento in TRC e loro applicazione

Un utilizzo alternativo prevede l'impiego del *TRC* per realizzare gli strati esterni per i pannelli sandwich, all'interno dei quali si inserisce uno strato intermedio di isolante rigido a bassa densità. L'uso di questi elementi può spaziare dalle pareti portanti ai solai, fino ai tetti degli edifici, sempre con l'obiettivo di ottenere un'elevata efficienza funzionale in termini costruttivi combinando l'alta resistenza e l'impermeabilità con un processo produttivo rapido ed un risultato di alto livello estetico.

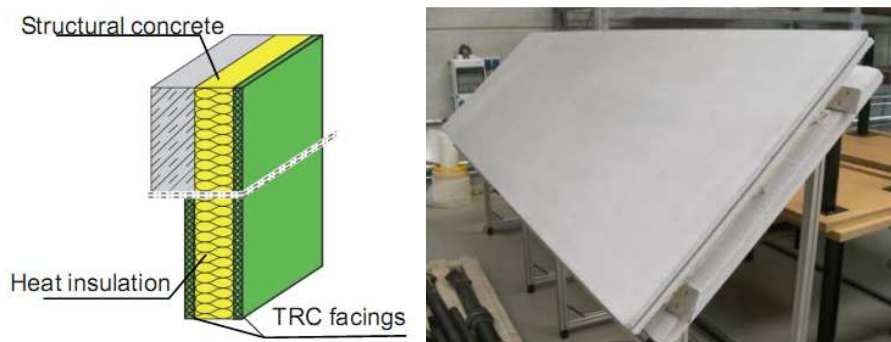


Figura 4.18: Sezione dei pannelli sandwich con facce in TRC e loro applicazione

Le applicazioni del TRC non si limitano a elementi piani ma si estendono anche nel campo dei sistemi di copertura a struttura reticolare o a guscio. Nel 2005, sempre presso *RWTH Aachen University*, è stata realizzata una copertura a struttura reticolare componendo elementi romboidali prefabbricati in TRC con diagonali 1000 x 600 mm e spessore di 25 mm pesanti circa 23 kg. Tale opera ha un rapporto tra carichi totali e carichi permanenti molto bassa.

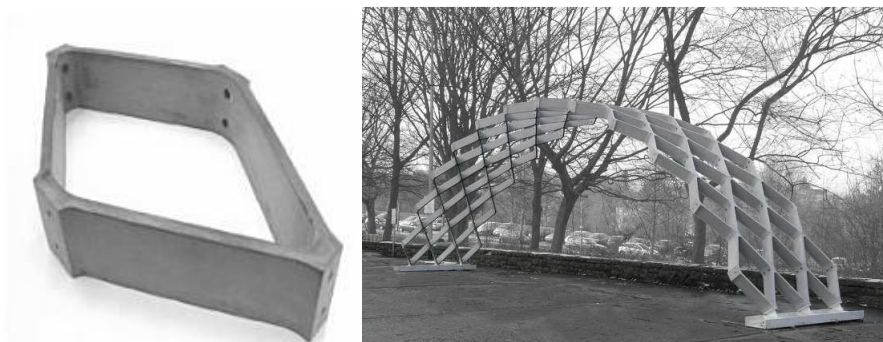


Figura 4.19: Elemento singolo a losanga in TRC e sua applicazione nella copertura reticolare

Grazie alla flessibilità del textile è possibile realizzare anche opere più complesse, migliorando la capacità portante sfruttando l'utilizzo della geometria. Un esempio è la volta a botte realizzata presso the *Institute of Building Materials Research, Aachen University* [74].



Figura 4.20: Volta a botte in TRC e esempio applicativo

Altre possibili realizzazioni sono le piastre a V, ideali per coprire grandi luci, gli archi a doppia pendenza e le travi a forma di onda o i gusci sferici.

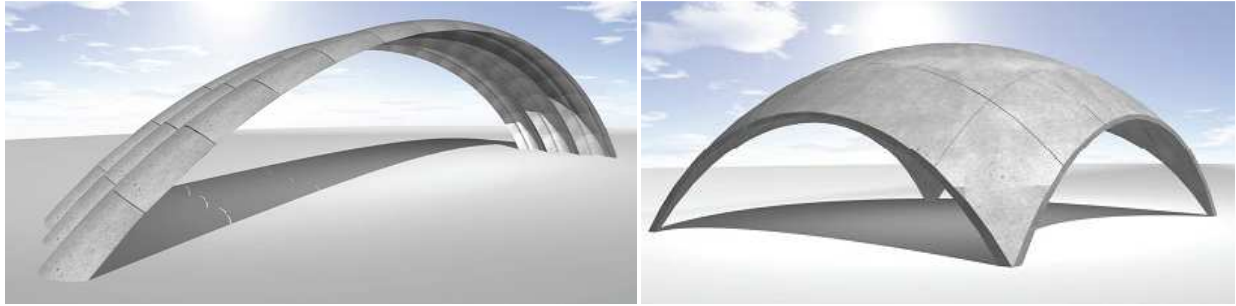


Figura 4.21: Esempi di coperture realizzabili in TRC



Figura 4.22: Esempio di copertura in TRC

Un'ulteriore realizzazione interessante è il ponte pedonale sul Dollnitz. Il ponte a una sola campata, semplicemente appoggiato, è stato realizzando componendo dei conci in TRC precompresso con dei cavi di post-tensione esterni. Anche in questo caso lo spessore di 30 mm è minimo e consente di diminuire il peso complessivo dell'opera.

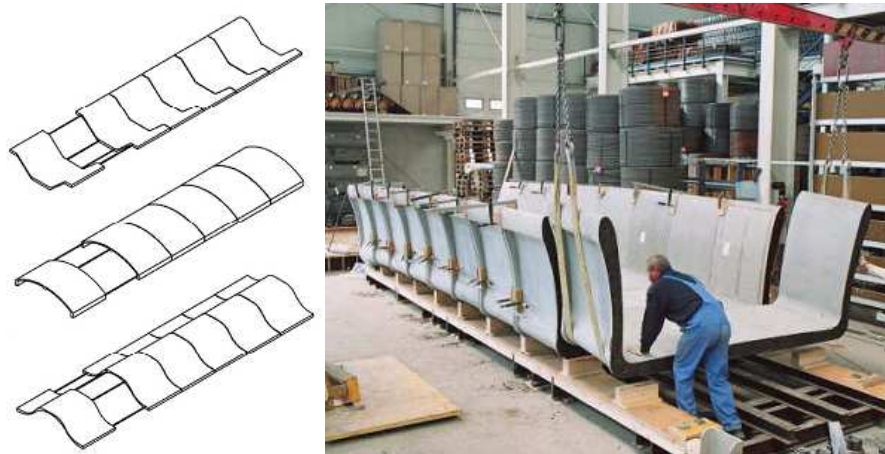


Figura 4.23: Conci in TRC precompresso e fasi di montaggio del ponte pedonale sul Dollnitz

Gli isolanti in schiuma (*Foam Core*)

Come già accennato nel Capitolo 2, le prime applicazioni dei pannelli sandwich riguardavano la realizzazione di rivestimenti o di telai in campo aeronautico, navale e ferroviario, le quali necessitavano di anime in materiale solido, in *honeycomb* o in corrugato metallico in grado di resistere sia ai carichi statici sia alle forti sollecitazioni dinamiche. Successivamente la stessa tecnologia è stata impiegata nel mondo dell'edilizia per realizzare elementi strutturali secondari come i pavimenti, gli elementi di tamponamento e di copertura che subiscono sollecitazioni meccaniche inferiori, ma ai quali è richiesta anche leggerezza, bassa permeabilità, resistenza agli agenti esterni e al fuoco e l'isolamento termico ed acustico. Le tipologie di *core* sopra citate non sono più adeguate per le nuove applicazioni e l'interesse si è quindi spostato verso l'impiego delle schiume, sia in materiale polimerico organico che in materiale inorganico, le cui caratteristiche meccaniche e fisiche, accoppiate ai costi meno elevati, sono sufficienti per soddisfare le nuove esigenze. L'orientamento poi delle nuove norme verso l'edilizia sostenibile impone di individuare materiali che oltre ad avere capacità coibentanti siano ecologicamente sostenibili anche in fase di produzione, di applicazione e di smaltimento. Nei paragrafi successivi si presenteranno gli isolanti attualmente più utilizzati descrivendo sia il comportamento meccanico che i processi produttivi evidenziandone i pregi e i difetti [75].

5.1 Comportamento meccanico

Le schiume sono prodotte a partire da una soluzione liquida composta da materiali polimerici o materiali inorganici e da agenti aeranti che si espandono a temperature elevate producendo un composto solido omogeneo e poroso di diverse densità. Tutte le schiume hanno in comune una struttura interna reticolare creata da elementi rigidi di diversa forma, saldati tra loro, all'interno dei quali si creano celle d'aria, aperte o chiuse, di volume variabile. Tale configurazione strutturale, combinata con la diversa risposta a trazione e a compressione delle particelle interne, influenza il comportamento globale del materiale.

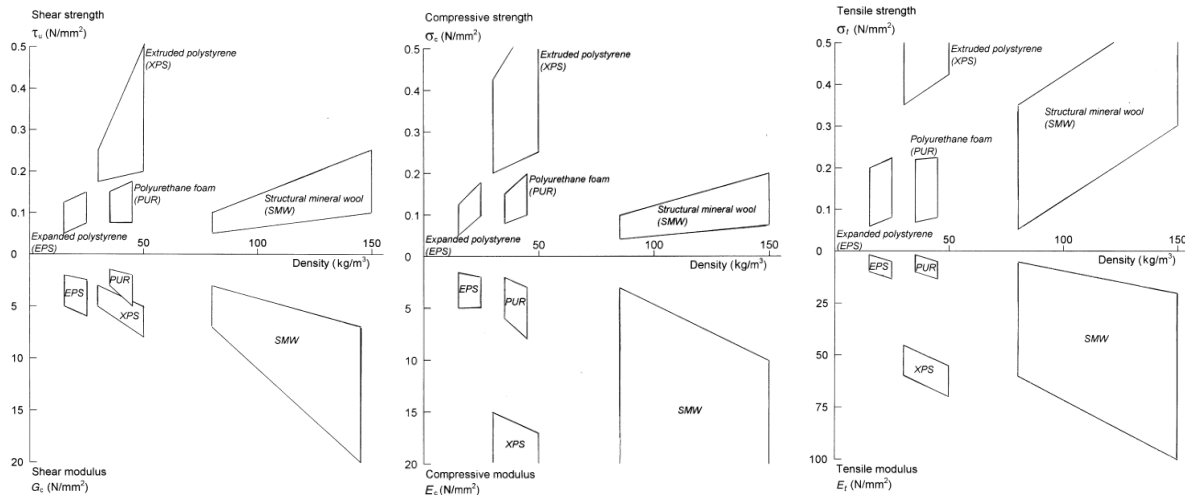


Figura 5.1: Confronto tra le resistenze meccaniche e le rigidità dei diversi materiali isolanti

Come mostrato in Fig. 5.2, il comportamento a compressione di una generica schiuma può essere suddiviso in tre fasi: nella fase elastica iniziale lo sforzo scorre lungo la struttura rigida interna e le particelle interne si deformano in modo lineare, nella seconda fase il carico è tale da superare il limite elastico delle particelle, che cominciano a schiacciarsi e ad avvicinarsi tra loro riducendo il volume d'aria contenuto nei vuoti, mentre nella fase finale il provino ha cambiato completamente morfologia interna, diventando compatto e poco poroso, ed è in grado di sopportare ulteriori incrementi di carico. La curva in Fig. 5.2 mostra come il materiale reagisca allo scarico con un'isteresi che lo porta gradualmente a riassorbire tutte le deformazioni accumulate. Il comportamento a trazione è invece fragile e caratterizzato da un primo tratto elastico, solitamente più rigido rispetto al corrispondente a compressione, e da un secondo tratto plastico più breve legato all'allungamento non lineare delle particelle della struttura che, raggiunto il loro limite deformativo, si rompono istantaneamente, provocando la diffusione instabile della frattura e la perdita immediata di resistenza.

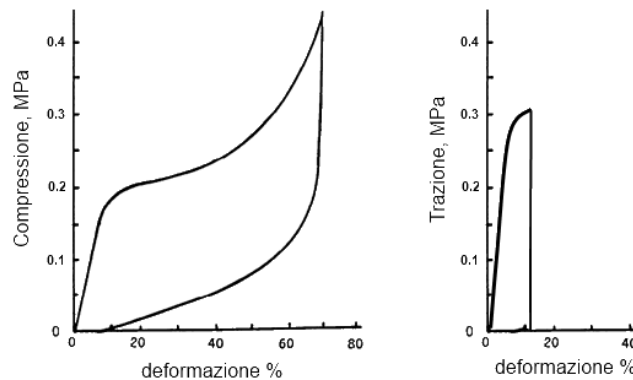


Figura 5.2: Comportamento qualitativo a trazione e a compressione di una schiuma

5.2 Schiume polimeriche organiche

Le schiume polimeriche sono tutte prodotte a partire da materiali termoformanti e quindi le caratteristiche meccaniche sono fortemente influenzate dalle variazioni di temperatura: alle alte temperature tendono ad ammorbidirsi adottando un comportamento visco-elastico mentre per basse temperature si irrigidiscono diventando al contempo più fragili. Anche i gas contenuti nei pori sono suscettibili alle variazioni termiche tanto che la pressione provoca variazioni dimensionali anche dell'ordine del 2%. Alle proprietà meccaniche modeste tutte le schiume però associano ottime doti di isolamento; la particolare struttura cellulare e i gas contenuti all'interno delle cavità limitano infatti la diffusione del calore e l'ingresso delle particelle d'acqua. Essendo prodotte con materiali organici derivanti dal petrolio queste schiume hanno un processo produttivo molto inquinante e tendono a fondere a temperature relativamente basse liberando gas spesso nocivi. Di seguito sono riportate le caratteristiche delle tre principali schiume polimeriche quali: poliuretano, polistirene estruso ed espanso.

5.2.1 Poliuretano (Pur)

Il poliuretano è un materiale termoindurente ottenuto dalla reazione tra un di-isocianato e un poliolo, ai quali si aggiungono agenti espandenti (*blowing agents*) e catalizzatori che controllano il rendimento. Gli agenti più utilizzati in passato erano i *CFC*(clorofluorocarburi) ma sono stati banditi nel 1993 a causa del loro forte potere inquinante e ora si utilizzano *HCFC*(idroclorofluorocarburi) o *HFC*(idrofluorocarburi) che reagiscono producendo CO_2 . Semplicemente movimentando la soluzione si attiva la reazione esotermica che, raggiungendo temperature anche superiori ai 1000°C , provoca l'emulsione che, dopo un lento raffreddamento e la stabilizzazione dimensionale, restituisce una schiuma a struttura cellulare chiusa con pareti sottili e celle contenenti agenti espandenti con ottime proprietà isolanti.

La schiuma di poliuretano è la più suscettibile dimensionalmente alle variazioni termiche, soprattutto nella fase direttamente successiva all'espansione, ma ha anche le migliori caratteristiche d'isolamento termico, con valori di conducibilità termica λ compresi tra 0,02 e 0,03 $\text{W/m}^\circ\text{C}$. Essendo termoindurente inoltre non fonde ma tende a decomporsi a temperature di $150\text{-}200^\circ\text{C}$, ad accendersi sopra i 300°C e a 600°C produce gas tossici come HCN e CO . Oltre a ciò, il fatto che la produzione richieda un cospicuo dispendio di energia, con produzione di emissioni gassose nocive, e che in fase di smaltimento non possa essere riciclato, lo rende un materiale a pessimo impatto ambientale e poco adatto alla produzione sostenibile.

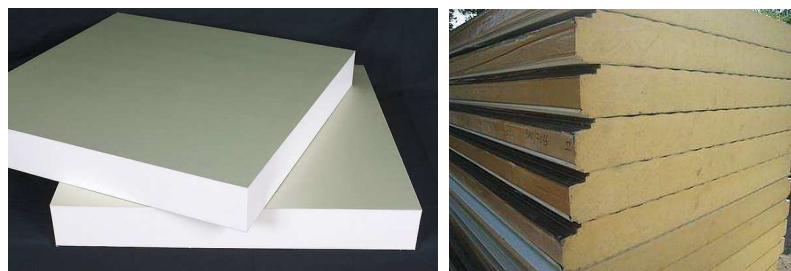


Figura 5.3: Lastre in poliuretano espanso e loro applicazione nei pannelli sandwich

5.2.2 Polistirene espanso o estruso (*Eps o Xps*)

Il polistirene espanso, o polistirolo, è un polimero termoplastico dello stirene, i cui componenti base sono il benzolo e l'etilene. La sua polimerizzazione è una reazione esotermica spontanea che unisce lo stirene in catene fino a formare dei granuli bianchi i quali, dopo aver aggiunto *Pentano* con un processo graduale di riscaldamento con vapore, vengono pressati e parzialmente fusi in modo da saldare tra loro le superfici esterne. Nel processo produttivo del polistirene estruso viene aggiunta una fase di estrusione con gas ad alta pressione che restituisce una schiuma più omogenea con una struttura interna più compatta. Il

risultato finale è una schiuma a struttura cellulare semi-chiusa con buone caratteristiche di isolamento termico ($\lambda \leq 0,04 \text{ W/m}^\circ\text{C}$), ottima impermeabilità al vapore acqueo e mediocri proprietà meccaniche. Come tutti i materiali termoplastici si scoglie per temperature modeste ed ha una temperatura di accensione attorno ai 160°C con produzione di grandi quantità di CO_2 . Grazie alla sua economicità e alla sua riciclabilità l'impiego di questo materiale è consigliabile per le realizzazioni edilizie.

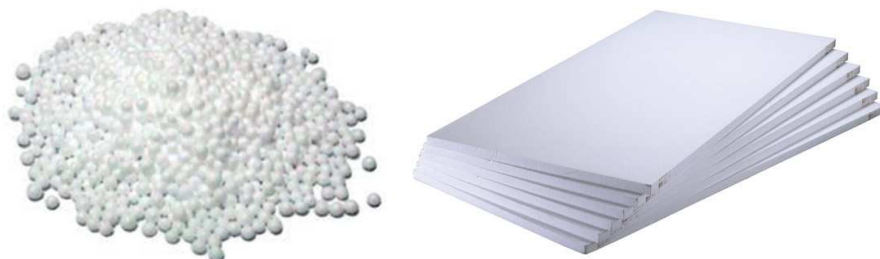


Figura 5.4: Sfere di stirene e lastre in polistirene espanso

5.3 Schiume e composti inorganici

I pannelli in composti inorganici nascono dall'esigenza di migliorare la risposta all'incendio degli isolanti e vengono prodotti a partire da materie prime incombustibili, come la roccia e il vetro, le quali inoltre sono indifferenti alle variazioni termiche e mantengono le proprie caratteristiche anche nel lungo periodo. I materiali più utilizzati a livello commerciale sono la lana di roccia e di vetro e il vetro cellulare, i cui processi produttivi sono qui descritti.

5.3.1 Lana di roccia e di vetro

I pannelli in lana di roccia e di vetro nascono dall'unione tramite resina di grovigli di fibre di diverse dimensioni ottenute a partire dalle corrispettive materie prime minerali. La lana di roccia è composta per il 97% da diabase, basalto e dolomite che vengono fusi a 1400°C e filati in fibre minerali artificiali spesse pochi micron e lunghe 2-4 mm. Per garantire la stabilità dimensionale e meccanica le fibre vengono miscelate con un legante in resina fenolica, chiamato bakelite, che solidifica a contatto con un flusso di aria calda. La lana di vetro è ottenuta con lo stesso processo da una miscela di sabbia, quarzo e calcare ma le fibre hanno una lunghezza media superiore intorno ai 5-10 mm. La presenza di fibre parzialmente orientate rende il comportamento dei pannelli ortotropo, con buona resistenza per carichi paralleli alle fibre contrapposta a capacità e rigidità quasi nulle per carichi trasversali. Inoltre la struttura non ha pori chiusi ed è quindi più vulnerabile alla diffusione di vapore e all'assorbimento di acqua, ma si raggiungono comunque buoni livelli di permeabilità utilizzando additivi specifici, come il silicone o gli oli minerali. Entrambe le lane hanno proprietà termoisolanti buone, con valori di conduttività termica prossimi a $0,04 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ e, oltre ad essere imputrescenti, sono permeabili al vapore e resistenti ai parassiti e non bruciano ma tendono a liquefarsi per temperature di 650°C , nel caso del vetro, e di oltre 1000°C per la roccia. La disponibilità illimitata delle materie prime, il basso dispendio energetico dovuto alla sola fusione delle sostanze minerali di partenza, la biodegradabilità e la riciclabilità rendono il prodotto ecologicamente compatibile.



Figura 5.5: Pannelli in lana di roccia e in lana di vetro

5.3.2 Vetro cellulare

Il vetro cellulare è una schiuma di recente sviluppo con eccezionali proprietà sia meccaniche che fisiche. Il materiale di partenza è composto da circa il 70 % di vetro riciclato, ottenuto in prevalenza dai parabrezza e dai tubi catodici, e la restante parte di sabbia quarzosa alla quale sono addizionate altre sostanze schiumogene come il carbonato di calcio (CaCO_3), il polimetilmetaculato (PMMA) o il carburo di silicio (SiC). Le materie prime, inserite in una vasca di acciaio al nichel-cromo, vengono fuse a 1300°C e lasciate ossidare, in modo che l'additivo emulsionante possa liberare l'anidride carbonica che trasforma il materiale in una schiuma con volume fino a 8-9 volte la dimensione iniziale. La schiuma così ottenuta riassume molti dei pregi dei materiali isolanti descritti finora. La struttura cellulare chiusa le consente infatti di avere una densità molto bassa ($100\text{-}200\text{ kg/m}^3$), una conducibilità termica pari a $\lambda=0,04\text{ W/m}^\circ\text{C}$ e una permeabilità praticamente nulla. Inoltre, dato che la materia prima è il vetro, la schiuma non brucia e non emette fumi, si mantiene stabile chimicamente e dimensionalmente anche ad alte temperature, non subisce gli attacchi chimici e non imputridisce. A livello meccanico tale schiuma garantisce valori di resistenza e rigidità superiori sia rispetto alle schiume poliuretatiche che ai pannelli in lana. Dal punto di vista ecologico poi questo materiale è ottimo: è prodotto con materiale riciclato e riciclabile, e con il calore prodotto nel processo produttivo si eseguono altre fasi di lavorazione. Tutte queste ottime qualità rendono il vetro cellulare uno dei migliori prodotti isolanti disponibili sul mercato.



Figura 5.6: Pannello in vetro cellulare Foamglas® e diversi prodotti in vetro cellulare

Caratterizzazione dell'*UHPFRC*

Lo strato superiore della coppella di copertura è realizzato con un composito cementizio fibrorinforzato ad alte prestazioni con fibre orientate secondo la direzione principale degli sforzi di sollecitazione, che in condizioni normali deve contribuire alla capacità portante del pannello sandwich, prendendo parte delle azioni dovute alle combinazioni di carico allo *SLE* e allo *SLU*, e che in condizioni eccezionali deve resistere da solo alle sollecitazioni allo *SLU* d'incendio [76]. L'importanza del compito che ricopre, e la complessità del materiale impiegato per realizzarlo, richiedono quindi un'intensa campagna sperimentale per determinarne il comportamento sia a compressione sia a trazione. Per il primo è sufficiente ricavare il valore di resistenza media ultima, f_{cm} , mentre per il comportamento a trazione è necessario eseguire dei test affidandosi alle direttive specificate dalla normativa italiana nelle *Linee Guida CNR DT 204* [34] e dal codice internazionale *ModelCode 2010* [52], di più recente stesura, le cui novità sono presentate in [77]. Entrambe le linee guida propongono un metodo di classificazione del materiale fibrorinforzato che elabora le curve ottenute rispettivamente da prove a flessione a 4 punti su travetti intagliati di dimensione 150 x 150 x 600 mm e da prove a flessione a 3 punti su travetti intagliati di dimensione 150 x 150 x 500 mm.

I metodi proposti sono stati però sviluppati per individuare il legame costitutivo di un generico calcestruzzo fibrorinforzato impiegato nella realizzazione di elementi di spessore superiore a 30 mm; le ipotesi su cui si basano non sono quindi adeguate alla caratterizzazione del comportamento di elementi sottili in calcestruzzo fibrorinforzato ad alte prestazioni. L'*UHPFRC* esibisce infatti un diverso comportamento in funzione delle dimensioni dell'elemento e, soprattutto nella fase post-fessurativa, in funzione dell'orientamento medio delle fibre. Dato che il composito studiato in questo capitolo è stato confezionato forzando la disposizione delle fibre lungo una direzione principale, diventa importante testare a flessione elementi che abbiano dimensioni pari a quelle reali, cioè 150 x 150 x 20 mm, e che siano stati realizzati con le stesse modalità di getto. Sia la *CNR DT 204* che il *MC2010* propongono delle specifiche modalità di prova da realizzare su questi provini, definiti con il nome di *travetti strutturali*.

Nei prossimi paragrafi verranno descritti i mix design della matrice cementizia, le prove allo stato fresco, le modalità di realizzazione dei travetti e i risultati ottenuti dalle prove di compressione e di flessione.

6.1 Mix Design

Il mix design è stato progettato con lo scopo di ottenere una miscela autocompattante che fosse sufficientemente fluida, per agevolare la procedura di getto, e al contempo abbastanza viscosa, per riuscire a forzare l'orientamento delle fibre metalliche. In una precedente campagna sperimentale [47] si è svolta un'analisi sul comportamento allo stato fresco della pasta cementizia, della malta e del FRC, al variare dei diversi parametri come il rapporto a/c, la quantità di sabbia e la quantità di fibre e si è giunti a questa ricetta:

Ingredienti	per 1 m ³	per 35 L (= 0,035m ³) Laboratorio
cemento tipo I 52,5	600 kg	21 kg
loppa d'altoforno	500 kg	17.5 Kg
Acqua	200 L	7 L (+0.44 L)
Superfluidificante	33 L	1,155 L
sabbia (0-2 mm)	977 kg	34.195 Kg
fibre metalliche	100 kg	3.5 Kg
rapporto acqua/cemento	0,33	0,33
rapporto acqua/legante	0,18	0,18
percentuale di fibre	1,30%	1,30%

Tabella 6.1: Mix Design della matrice UHPFRC

Le proporzioni di questo mix design considerano la sabbia in condizione satura a superficie asciutta (*Ssa*), mentre per i getti di questo progetto si è preferito utilizzare la sabbia asciutta. Per mantenere i giusti rapporti tra le parti è stato quindi necessario aggiungere un quantitativo di acqua, pari a circa l'1,3% del peso della sabbia asciutta, che riportasse alle condizioni ideali (in Tab.6.1 è riportata tra parentesi la quantità aggiunta).

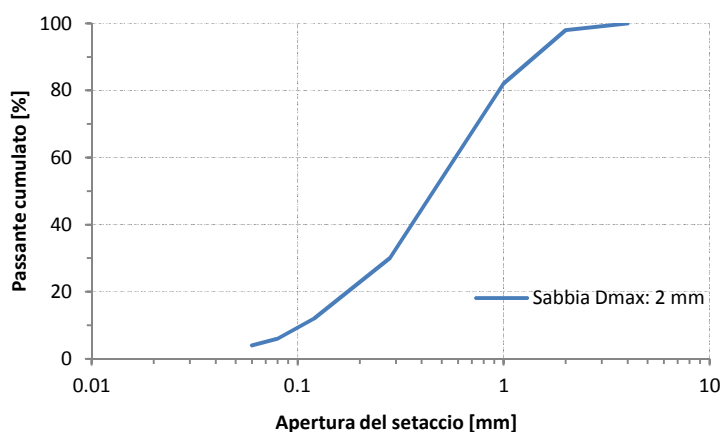


Figura 6.1: Curva granulometrica della sabbia utilizzata nel mix design dell'UHPFRC

La granulometria della sabbia è descritta dalla curva in Fig. 6.1; il superfluidificante utilizzato è prodotto da *Basf* con il nome di *Glenium ACE 30* ed è a base di polycarbossilati. Le fibre in acciaio ad alto tenore di carbonio, rettilinee e lisce con lunghezza di 13 mm e diametro di 0,16 mm, sono classificabili come microfibre con rapporto d'aspetto pari a circa 81.

6.2 Prove allo stato fresco

La miscela ottenuta in laboratorio da tre getti differenti è stata sottoposta ai test di *Slump-flow*, *V-funnel*, *L-box*, *U-box* e *J-ring* durante un lavoro sperimentale precedente [47] secondo le norme specifiche [38] ed i dati sul comportamento allo stato fresco sono riportati di seguito.



Figura 6.2: Prove allo stato fresco della matrice UHPFRC [47]

Getto	Slump flow		V-funnel	L-box			U-box	J-ring
	φ (mm)	t_{50} (sec)	Flow time t_v (sec)	Altezza[%]	t_{200} (sec)	t_{400} (sec)	Altezza[%]	φ (mm)
1	770	7	23	-	-	-	-	735
2	730	7	-	-	-	-	-	-
3	775	4	20	1	2.5	4	0.98	755

Tabella 6.2: Dati delle prove allo stato fresco del UHPFRC

I dati in tabella confermano le proprietà autolivellanti del materiale, mentre i tempi relativamente alti del *V-funnel* sono indice di alta viscosità del composito fibrorinforzato. L'intera campagna sperimentale oggetto di questa tesi ha richiesto il confezionamento di diverse matrici sulle quali non sono stati eseguiti direttamente test allo stato fresco. Tuttavia, durante le fasi di movimentazione e di getto, si è comunque riscontrata una certa difficoltà nel riprodurre le medesime condizioni di lavorabilità del materiale, nonostante le proporzioni e le modalità di confezionamento fossero sempre identiche. Questa variabilità nella consistenza della matrice è dovuta alla sua suscettibilità alle minime variazioni sia delle condizioni ambientali di temperatura e umidità, sia della composizione chimica degli ingredienti impiegati per l'impasto, sia della quantità di energia fornita dal miscelatore. Questo aspetto potrebbe rappresentare un limite all'impiego su larga scala per un materiale di grandi potenzialità come l'UHPFRC, ma il problema può essere risolto affidando il controllo delle materie prime e la lavorazione a impianti automatizzati.

6.3 Prove allo stato indurito

In questo paragrafo si descrive il processo di realizzazione dei provini e si analizzano le prove effettuate per caratterizzare il comportamento a compressione e a trazione del materiale indurito.

6.3.1 Resistenza a compressione

In accordo con quanto prescritto dalla norma *UNI EN 12390-3* [78], la resistenza a compressione della miscela è stata valutata su provini cubici di lato 150 mm attraverso prove in controllo di carico eseguite da una pressa idraulica *Controls Advantest9* da 3000 kN, caratterizzata da un errore massimo della cella di carico inferiore al 1% del fondo scala (classe 1). Per ogni getto è stato realizzato un provino cubico, che è stato testato dopo i 28 giorni di maturazione.



Figura 6.3: Cubetto 150x150x150 mm³ standard testato a compressione

Data	N° getto	Altezza [mm]	Carico [kN]	Sforzo[MPa]
22-lug	1A	147	2812	127.53
22-lug	1B	145	2707	124.46
22-lug	2A	143	2715	126.57
22-lug	2B	142	2731	128.22
22-lug	3A	147	2774	125.80
22-lug	3B	146	2768	126.39
27-lug	1A	147	2781	126.12
27-lug	1B	144	2760	127.78
27-lug	2A	148	2753	124.01
27-lug	2B	149	2762	123.58
Media				126.05

Tabella 6.3: Dati delle prove a compressione secondo *UNI EN12390-3*

Dal valore di resistenza media a compressione cubica R_{cm} , pari a 126.05 MPa, si ricava la resistenza media a compressione cilindrica f_{cm} , e la conseguente classe di resistenza, con la formula (6.1) da [52]:

$$f_{cm} = 0.83 \cdot R_{cm} = 0.83 \cdot 126.05 \text{ MPa} = 104.6 \text{ MPa} \quad \text{Classe C100} \quad (6.1)$$

E il valore del modulo elastico E_{cm} attraverso la (6.2) da [52]:

$$E_{cm} = 21500 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{f_{cm}}{10}\right)^{\frac{1}{3}} = 21500 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{104.6}{10}\right)^{\frac{1}{3}} \cong 47000 \text{ MPa} \quad (6.2)$$

6.3.2 Resistenza a trazione indiretta

6.3.2.1 Procedura

Dato che le proprietà meccaniche dei compositi ad alte prestazioni sono fortemente influenzate dalle modalità di confezionamento, i getti in laboratorio sono stati eseguiti seguendo un processo produttivo il più possibile standardizzato. Non conoscendo il contenuto d'acqua nella sabbia, il quale può raggiungere anche il 5-6 % del suo peso, si è preferito asciugarla disperdendola su ampie superfici che favorissero l'evaporazione. Nei compositi a basso rapporto a/c infatti l'aggiunta di acqua, anche in piccole quantità, può alterare di molto la consistenza della matrice e favorire prima la segregazione delle fibre e poi la diminuzione della resistenza ultima. La procedura segue questi passaggi:

- *Fase 1:* miscelazione della loppa, il cemento e la sabbia;
- *Fase 2:* aggiunta dell'acqua e il superfluidificante;
- *Fase 3:* miscelazione per consentire l'attivazione del superfluidificante;
- *Fase 4:* aggiunta delle fibre previa setacciatura;
- *Fase 5:* miscelazione per consentire una distribuzione omogenea delle fibre.

La fase 1 libera in aria le polveri più leggere e serve a omogeneizzare e ossigenare il composto, per renderlo pronto all'aggiunta di acqua e superfluidificante della fase 2. Durante la fase 3 l'acqua interagisce immediatamente con i materiali, bagnandoli ed eliminando la dispersione di polveri, mentre il superfluidificante si attiva successivamente, portando gradualmente il composito verso la fase liquida. La matrice incamera energia dal processo di miscelazione e si comporta come un fluido non newtoniano, agglomerandosi in sfere di diametro variabile tra i pochi centimetri iniziali e la decina di centimetri nelle fasi finali. Le fibre disperse nella fase 5 compattano ulteriormente la matrice che, durante la miscelazione, si frammenta in grandi blocchi rigidi, ma tende subito a liquefarsi non appena la macchina smette di immettere energia.

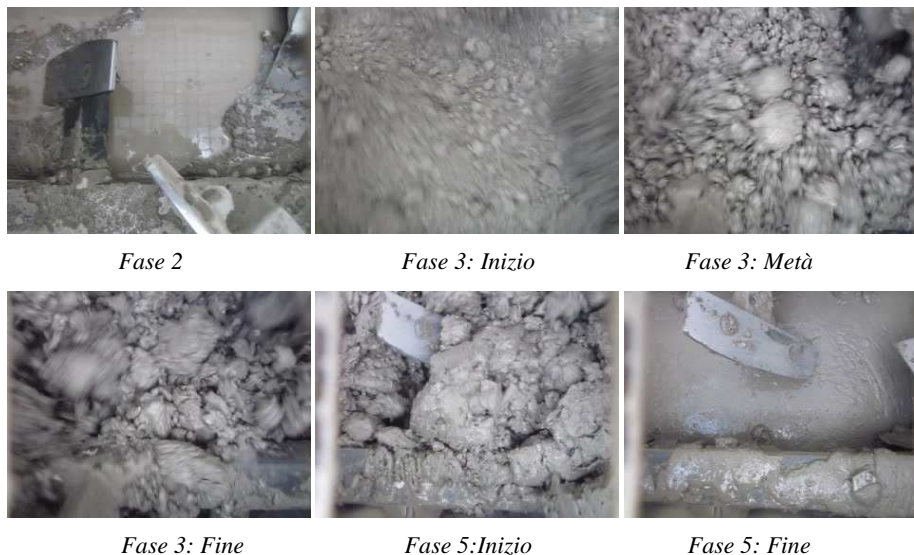


Figura 6.4: Istantanee delle fasi di confezionamento della matrice UHPFRC

L'impastatrice a disposizione presso il *Laboratorio Prove Materiali del Polo Regionale di Lecco* è prodotta da *Simem S.p.A.* (Fig. 6.5) e ha una capacità massima di 50 litri. I tempi delle varie fasi sono riportati in Tab. 6.4.



Figura 6.5: Miscelatrice Simem disponibile presso il Laboratorio Prove Materiali di Lecco

TRAVETTI STRUTTURALI IN UHPFRC										
Getto		Travetti			Tempo					
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale
13/05/2011	30	5	Strutturali	Scivolo PVC	1 min lento 2 min veloce	fermo	14 min	1 min	3 min veloce	21 min

Tabella 6.4: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto di travetti Strutturali

Per riuscire a orientare le fibre i travetti strutturali sono stati gettati utilizzando uno scivolo in PVC lungo 50 cm e inclinato a 60° rispetto all'orizzontale (Fig. 6.6); in questo modo si facilita l'allineamento delle fibre lungo la direzione del flusso, consentendo un impiego più efficace del rinforzo [47].



Figura 6.6: Modalità di getto dei travetti strutturali orientati e istantanee del flusso della matrice lungo il cassero

Procedendo lungo il cassero, la matrice tende ad aderire alle superfici metalliche e a sviluppare un moto rotatorio (Fig. 6.6) che porta lo strato superiore verso il lembo inferiore e contemporaneamente direziona le fibre parallelamente al flusso. L'orientamento delle fibre è inversamente proporzionale all'altezza del getto, cioè la percentuale di fibre correttamente orientate sarà maggiore nei travetti sottili, rispetto a quelli più alti, perché la matrice nella zona centrale della sezione risente solo parzialmente dell'effetto di bordo. Tutti i provini così realizzati sono stati scasserati il giorno seguente al getto e maturati per 28 giorni all'interno della camera umida a temperatura costante di 20°C e umidità relativa UR pari a circa il 98% per prevenire le fessurazioni da ritiro.

6.3.2.2 Prove a flessione su provini strutturali

I test su provini strutturali seguono le indicazioni della raccomandazione *CNR DT 204* la quale, in conformità con quanto prescritto dalla norma *UNI 11188* [51], prevede delle prove a flessione su quattro punti. Il legame costitutivo che si ricaverà dai dati sperimentali terrà conto direttamente dello spessore, della direzione di getto, della modalità di compattazione, delle condizioni di stagionatura e della dispersione delle fibre, che influenzano fortemente il comportamento finale del materiale fibrorinforzato. I travetti strutturali hanno subito una lavorazione identica a quella delle lastre che comporranno lo strato superiore dei prototipi sandwich e quindi il legame costitutivo ottenuto può essere direttamente implementato per caratterizzarne il comportamento. In Fig. 6.7 è riportata la configurazione di carico, la quale prevede due appoggi cilindrici inferiori posti a distanza di 450 mm e due coltelli di carico distanti 150 mm tra loro e 150 mm dal rispettivo appoggio. Questa configurazione provoca un andamento simmetrico del momento flettente, il quale si mantiene costante nel tratto compreso tra i due coltelli di carico.

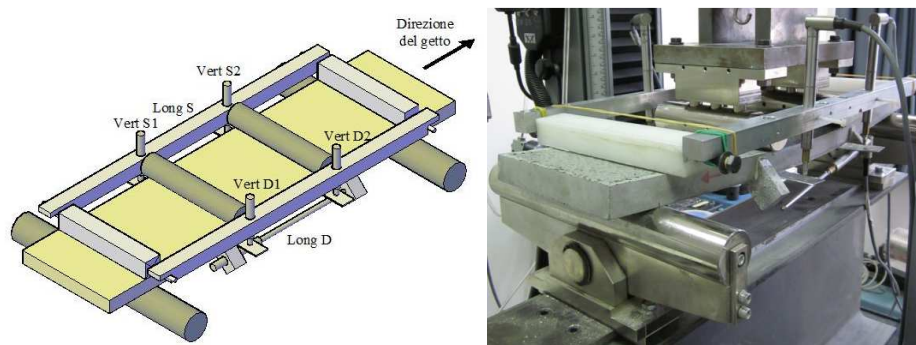


Figura 6.7: Set-up di prova per i test sui provini strutturali

I dati sono raccolti attraverso 6 *trasduttori di spostamento lineare induttivo (LVDT)*, modello *Full Bridge LVDT HBM WA10*, con nucleo estraibile e sensibilità da 80 mV/V in grado di rilevare uno spostamento nominale massimo di 10 mm (Fig 6.8).

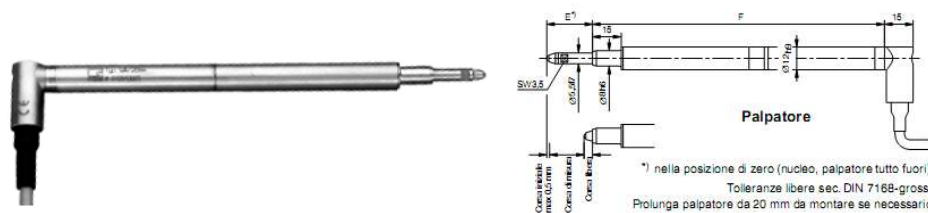


Figura 6.8: Trasduttore Full Bridge LVDT HBM WA10

La configurazione di controllo schematizzata in Fig. 6.9 prevede due *LVDT* disposti orizzontalmente lungo il lembo inferiore, per misurare l'apertura di fessura COD da entrambi i lati, e quattro posti in verticale, per misurare l'abbassamento sinistro e destro al di sotto di ciascun coltello di carico. Questi ultimi sono sorretti da una struttura ausiliaria composta da barre in acciaio che, poggiando su tre punti, è in grado di depurare gli abbassamenti da eventuali deformazioni localizzate in corrispondenza degli appoggi.

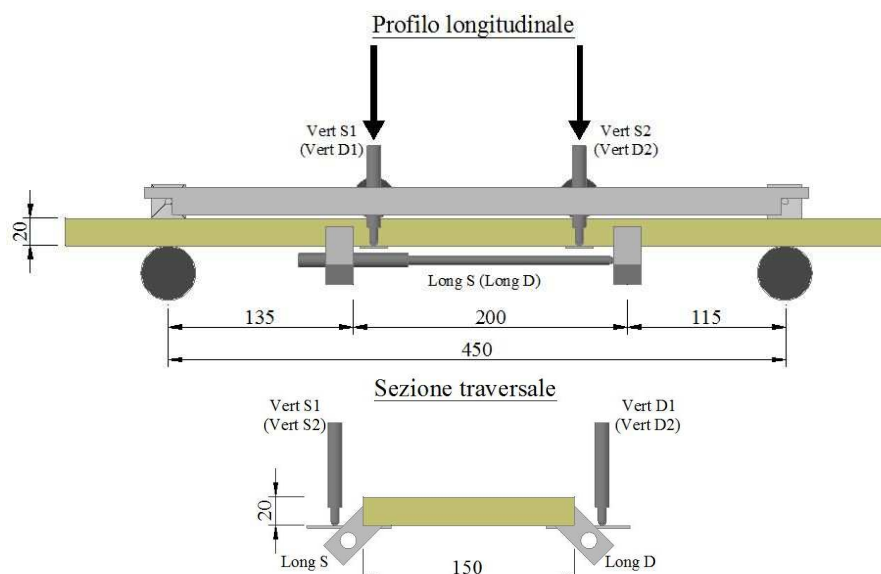


Figura 6.9: Configurazione di carico e set-up di prova per i test sui provini strutturali

Tutte le prove sono state eseguite con una pressa elettromeccanica in controllo di spostamento, *Instron 5867*, con capacità portante massima pari a 45 kN e precisione per le misure di carico di 0,4% del valore letto fino a 1/100 della capacità massima della cella di carico e di 0,5% del valore letto fino a 1/500 della massima capacità portante della cella di carico. La precisione sullo spostamento è del 5,5% del valore letto. Sia la pressa sia i potenziometri sono collegati ad un sistema di misurazione elettronico, *Spider 8*, come quello in Fig. 6.10.



Figura 6.10: Sistema di misurazione elettronico Spider8

Caratteristiche Tecniche	Valore
Risoluzione digitale [Digit]	± 25000
Numero di valori misurabili	<20000
Frequenza di per canale [1/sec]	19600
Precisione	0.1
Frequenza [Hz]	4800

Tabella 6.5: Caratteristiche tecniche della Spider8

6.3.2.3 Risultati sperimentali

I travetti strutturali sono stati testati in controllo di spostamento ad una velocità di $1 \cdot 10^{-4}$ mm/sec fino a un abbassamento di 30 mm. Il grafico di Fig. 6.11 riporta l'andamento delle curve Carico-Spostamento per i 5 provini, ricavate direttamente dai dati della cella di carico e di spostamento della macchina.

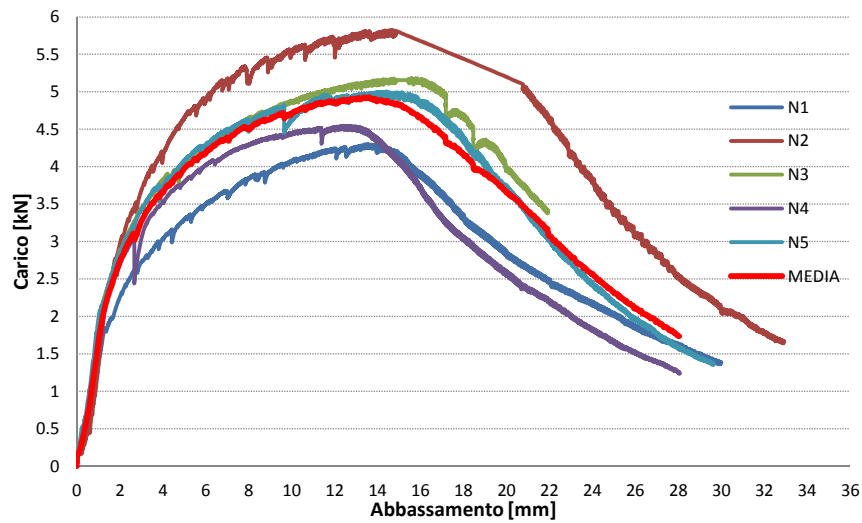


Figura 6.11: Grafico Carico-Abbassamento dei provini strutturali

Durante il test del provino N2 la pressa ha smesso di inviare il segnale al sistema di misurazione elettronico, con la conseguenza che parte del tracciato dopo il picco non è stato registrato. Questo problema non ha compromesso però la ricezione dei dati delle curve Carico – Freccia (Fig. 6.12), ottenuta come media dei valori rilevati dai quattro LVDT verticali. In questo modo otteniamo degli abbassamenti depurati da eventuali deformazioni del supporto della prova.

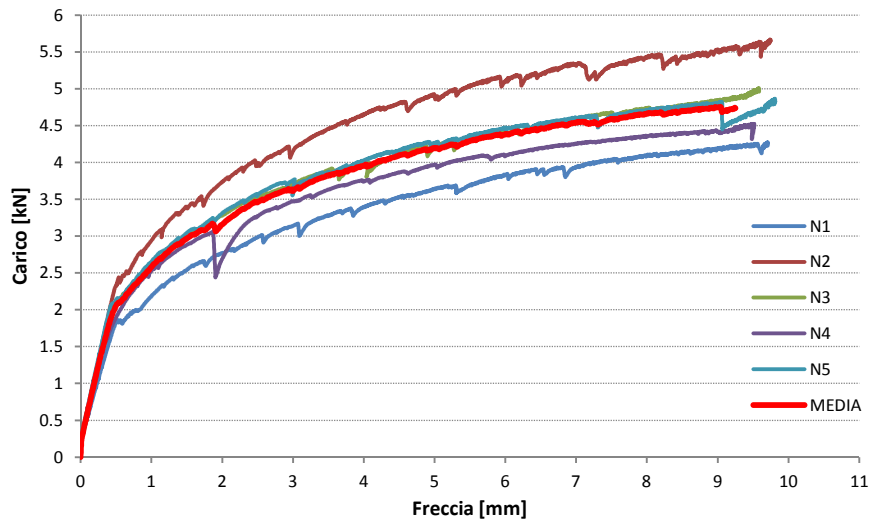


Figura 6.12: Grafico Carico-Freccia dei provini strutturali

Il comportamento flessionale è nel complesso incrudente, con un leggero grado di dispersione dovuto alla variabilità dello spessore dei travetti. È possibile omogeneizzare i risultati passando dai valori di carico ai corrispettivi valori di sforzo nominale, attraverso il rapporto (6.3):

$$\sigma_N = \frac{M}{W} \quad (6.3)$$

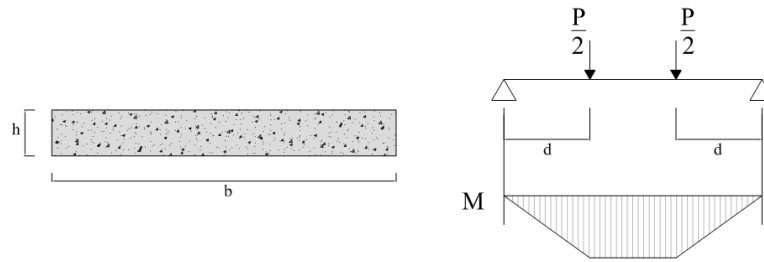


Figura 6.13: Sezione del travetto strutturale e andamento del momento nella trave soggetta a flessione su quattro punti

Dove M corrisponde al *Momento Flettente*, costante nella zona centrale del provino, calcolato come prodotto di metà del carico globale P per il braccio di carico d , pari alla distanza tra l'appoggio e il corrispondente coltello di carico (6.4):

$$M = \frac{P}{2} \cdot d \tag{6.4}$$

E W è il *Modulo di rigidezza flessionale elastico*, valutato dal rapporto tra il momento d'inerzia I dell'intera sezione e la semialtezza del provino $h/2$ (6.5):

$$W = \frac{I}{\frac{h}{2}} = \frac{\frac{1}{12} \cdot b \cdot h^3}{\frac{h}{2}} = \frac{b \cdot h^2}{6} \tag{6.5}$$

Si ottiene così il grafico Sforzo Nominale - Freccia di Fig. 6.14.

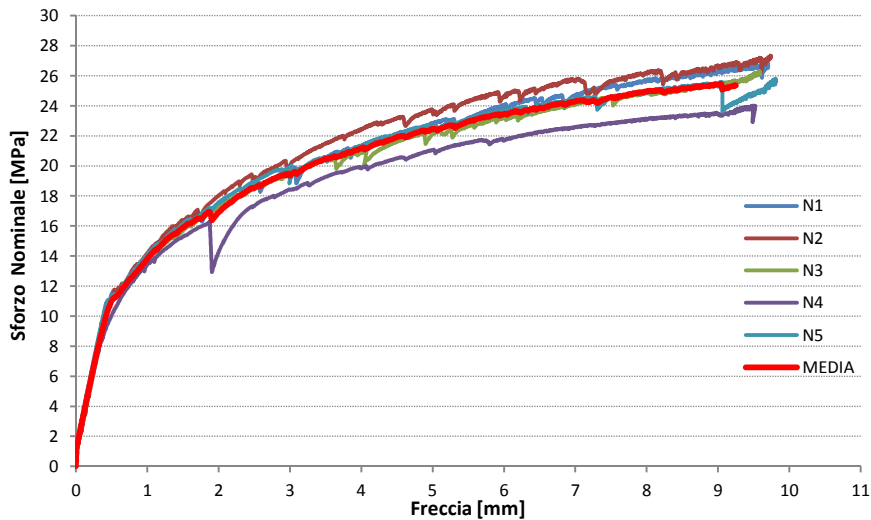


Figura 6.14: Grafico Sforzo Nominale - Freccia dei provini strutturali

La dispersione dei risultati si riduce notevolmente e ciò indica che il composito è omogeneo e di buona qualità. Solo l'andamento del provino N4 mostra un brusco salto di carico, ma ciò è dovuto alla perdita di comunicazione del telaio durante la prova. A causa di questo inconveniente il provino è rimasto a sollecitazione costante per alcune ore, ciò ha provocato delle deformazioni viscosi che hanno causato uno scarico.

A livello progettuale è importante determinare il legame costitutivo del materiale fibrorinforzato e ciò è possibile analizzando l'andamento del carico e dello sforzo in funzione dell'apertura di fessura *COD*, *crack opening displacement*, definita come l'integrale delle aperture di fessura valutate sulla base di misura di 200 mm (Fig. 6.9). L'andamento *Carico – COD*, ottenuto come media dei valori di spostamento rilevati dai 2 *LVDT* orizzontali posti all'intradosso del travetto, è riportato in Fig. 6.15.

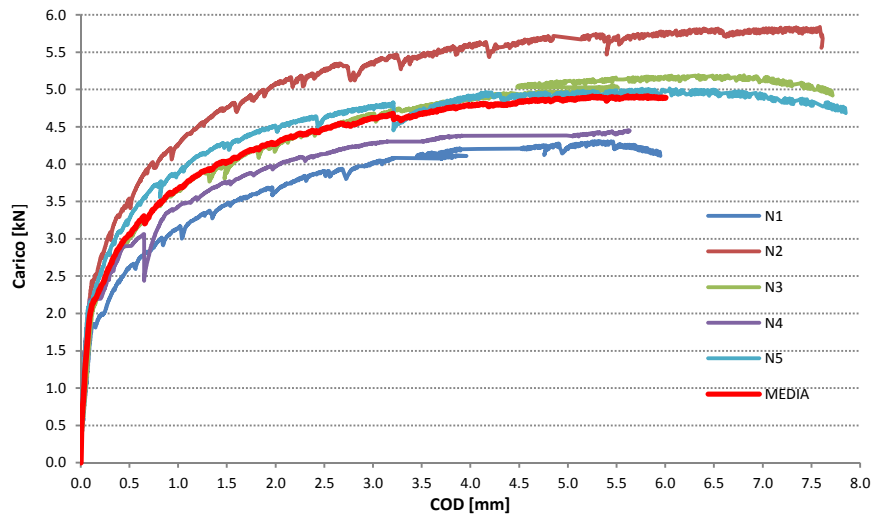


Figura 6.15: Grafico Carico - COD dei provini strutturali

Il tracciato è suddivisibile in quattro parti: un primo tratto rettilineo, a pendenza pari alla rigidezza della matrice cementizia, che culmina con la prima fessurazione in prossimità di un COD pari a 0,1 mm; un secondo tratto, a pendenza ridotta, all'interno del quale si sviluppa la multifessurazione del provino e che si protrae fino a circa 0,7 mm; un terzo tratto, non lineare, dove le molteplici fessure si aprono in modo omogeneo, e infine un tratto quasi rettilineo, dove l'incremento di COD si localizza in una sola fessura fino al collasso dell'elemento. La multifessurazione e la localizzazione della fessura sono ben visibili nelle immagini di Fig. 6.16.

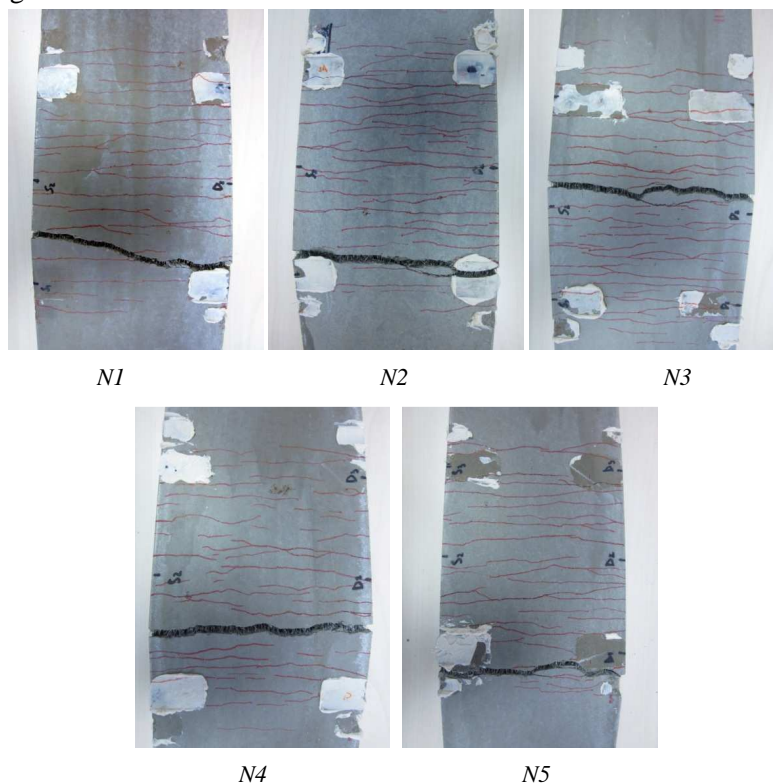


Figura 6.16: Particolari della multifessurazione esibita dai travetti strutturali

Le immagini di Fig. 6.17 mostrano invece come le fibre siano omogeneamente distribuite lungo l'altezza della sezione e pressoché perpendicolari ai lembi della fessura. Questo duplice aspetto è alla base del lieve ma costante aumento della resistenza residua anche in seguito alla localizzazione della fessura,

mentre l'andamento altalenante delle curve nell'ultimo tratto di Fig. 6.15 coincide con lo sfilamento graduale delle singole fibre al crescere dell'ampiezza del COD.

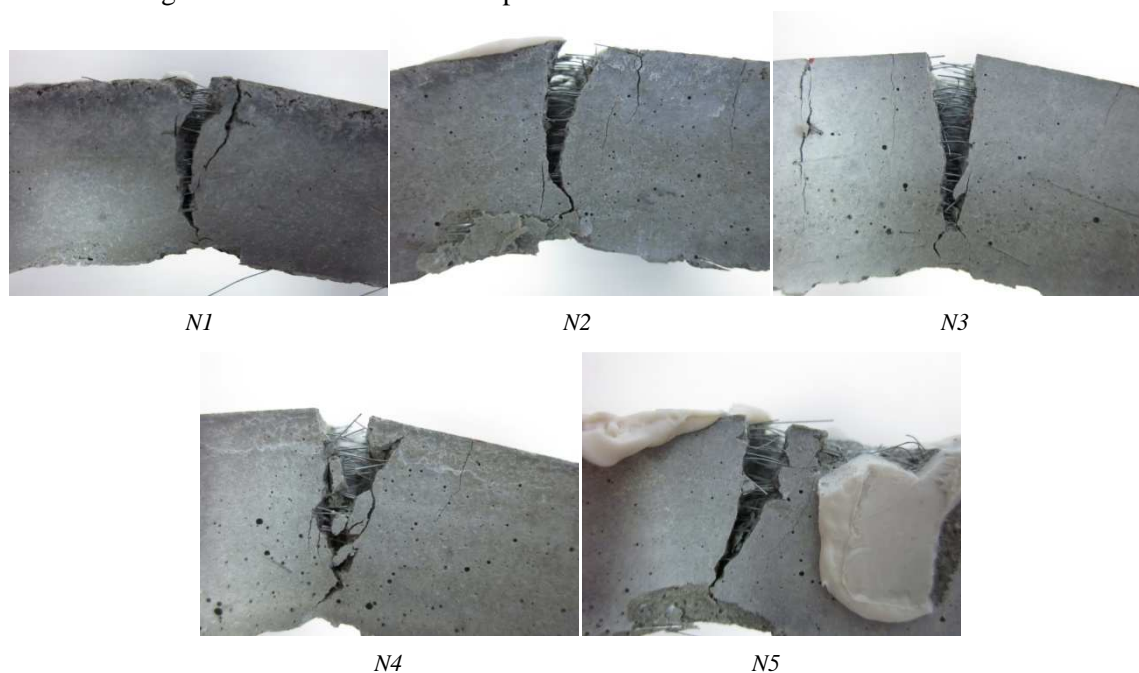


Figura 6.17: Particolare della localizzazione della fessura con fibre orientate nei travetti strutturali

6.3.2.4 Modellazione del comportamento a trazione

Il MC2010 e la CNR DT 204 propongono due metodi alternativi per ricavare il legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC a partire dall'andamento delle curve *Sforzo Nominale - COD* (Fig. 6.18), ricavate normalizzando il carico attraverso lo stesso procedimento descritto in precedenza.

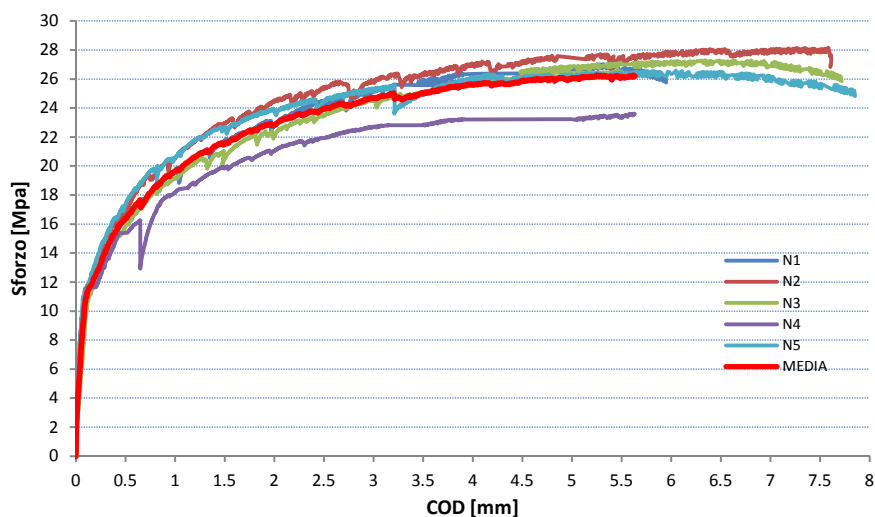


Figura 6.18: Grafico Sforzo nominale - COD dei provini strutturali

Come descritto nel paragrafo 3.7.3, la CNR DT 204 modella il legame costitutivo con una bilineare, dipendente da f_{Fts} e f_{Ftu} , ottenuti elaborando gli sforzi equivalenti, f_{eq1} e f_{eq2} , valutati rispettivamente nell'intervallo 0,4 mm - 0,6 mm e 2,5 mm \pm 20%. In Tab. 6.6 sono riportati i dati ottenuti:

provino	Spessore [mm]	Spessore medio [MPa]	f_{eq1} [MPa]	f_{eq1} medio [MPa]	f_{eq2} [MPa]	f_{eq2} medio [MPa]
N1	23.39		15.23		24.17	
N2	24.52		15.93		25.15	
N3	23.49	23.71	14.74	15.33	23.50	23.87
N4	23.39		14.46		21.95	
N5	23.79		16.30		24.56	
provino	f_{Fts} [MPa]	f_{Fts} medio [MPa]	ϵ_{Fts}	f_{Ftu} [MPa]	f_{Ftu} medio [MPa]	ϵ_{Ftu}
N1	6.85			9.04		
N2	7.17			9.39		
N3	6.63	6.90	1.5E-04	8.80	8.87	0.105
N4	6.51			8.08		
N5	7.33			9.02		

Tabella 6.6: Parametri del legame costitutivo secondo CNR DT 204

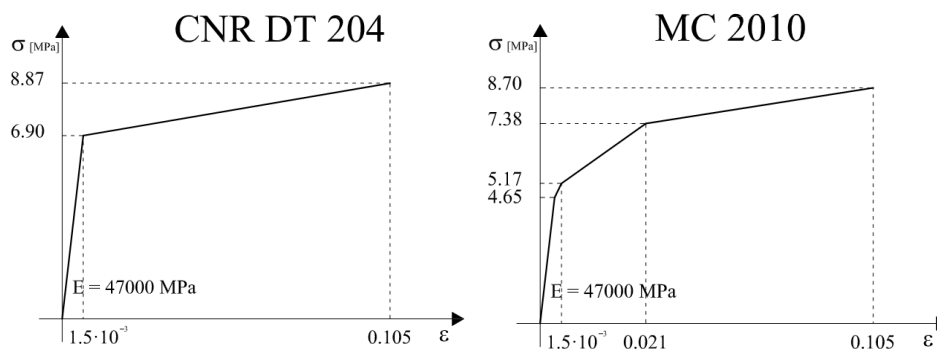


Figura 6.19: Legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo CNR DT 204 e secondo MC2010

Il ModelCode 2010 invece, come riportato nel paragrafo 3.6.4, schematizza il comportamento a trazione con una quadrilineare:

- la prima parte rappresenta il tratto bilineare incrudente del calcestruzzo bianco in funzione della resistenza a trazione f_{ctm} valutato con la formula (6.6):

$$f_{ctm} = 2.12 \cdot \ln(1 + 0.1 \cdot f_{cm}) = 2.12 \cdot \ln(1 + 0.1 \cdot 104.6) = 5.17 \text{ MPa} \quad (6.6)$$

$$0.9 \cdot f_{ctm} = 4.65 \text{ MPa} \quad (6.7)$$

- la seconda parte dipende invece dagli stessi sforzi f_{Fts} e f_{Ftu} ottenuti però da sforzi equivalenti f_{eq1} e f_{eq2} valutati puntualmente in COD₁ pari a 0,5 mm e COD₃ pari a 2,5 mm.

provino	f_{eq1} [MPa]	f_{eq1} medio [MPa]	f_{eq2} [Mpa]	f_{eq2} medio [MPa]	f_{Fts} [Mpa]	f_{Fts} medio [MPa]	ϵ_{Fts}	f_{Ftu} [MPa]	f_{Ftu} medio [MPa]	ϵ_{Ftu}
N1	16.42		24.45		7.39			8.94		
N2	16.86		25.41		7.59			9.33		
N3	15.84	16.41	23.49	23.96	7.13	7.38	2.1E-02	8.58	8.70	0.105
N4	15.39		21.93		6.93			7.89		
N5	17.52		24.50		7.89			8.74		

Tabella 6.7: Parametri del legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo MC2010

Questi legami sono stati introdotti nell'analisi non lineare descritta nel paragrafo 11.1.1 e si ottengono i seguenti diagrammi Carico –Freccia:

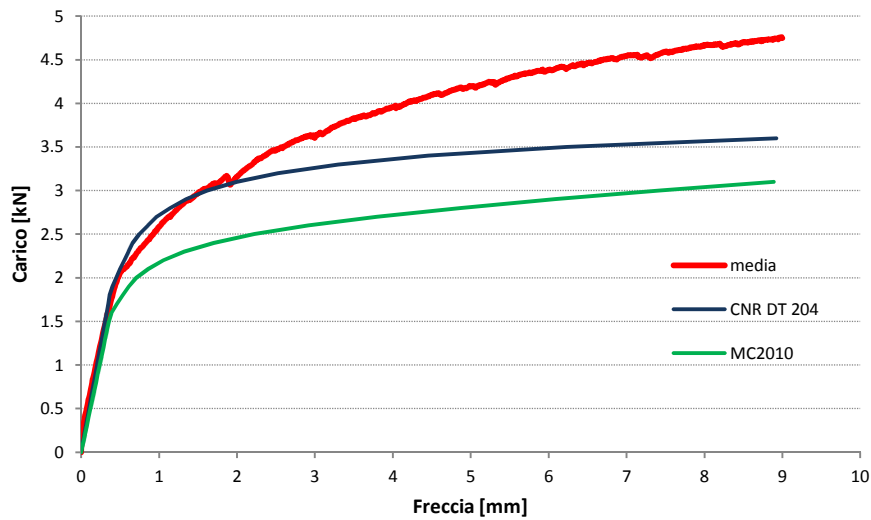


Figura 6.20: Grafico Carico –Freccia: confronto sperimentale-teorico (CNR DT 204 e MC2010)

Con il legame costitutivo da *CNR DT 204* si coglie adeguatamente il comportamento di multifessurazione, ma non si riesce a seguire il comportamento incrudente delle fasi post-picco. Il legame da *ModelCode 2010* invece interpreta bene solo il tratto elastico e in parte la pendenza della resistenza residua, ma si mantiene sempre al di sotto del comportamento del materiale reale. L'incapacità di questo ultimo legame di cogliere il comportamento reale è giustificata in parte dal fatto che il *MC2010* interpreta i dati sperimentali ottenuti da *travetti Rilem* intagliati provati a flessione su tre punti, e non da provini strutturali testati a flessione su quattro punti.

Per ottenere un andamento più affine ai dati sperimentali si decide di adottare la modellazione del legame costitutivo proposta nel 2010 da *Ferrara et al.* [47] e sviluppata a partire dall'analisi del comportamento flessionale di lastre di spessore 30 mm con orientamento delle fibre variabile. Mentre le prescrizioni delle normative sono più adatte a un comportamento flessionale *softening*, questo modello è concepito per un comportamento flessionale *hardening* con multifessurazione pre-picco. Secondo quanto proposto i valori di COD prima del picco richiedono l'utilizzo di una specifica lunghezza caratteristica l_{COD} , pari alla distanza dei riferimenti di misurazione di 200 mm, mentre per valori superiori di apertura di fessura si può utilizzare la lunghezza caratteristica l_{CS} , pari all'altezza del travetto, ovvero 23.71 mm.

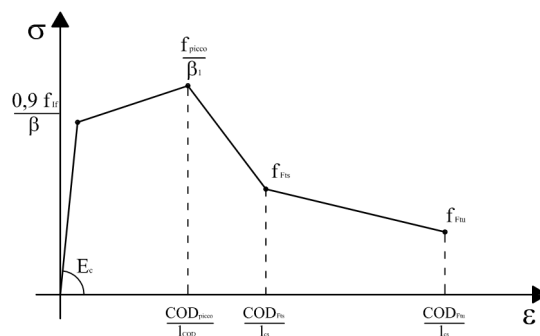


Figura 6.21: Legame costitutivo qualitativo a trazione del UHPFRC in elementi sottili proposto da Ferrara L.

Come mostrato in Fig. 6.21, il comportamento pre-picco dipende da:

- Sforzo di prima fessurazione f_{f1} valutato, seconda CNR DT 204, in corrispondenza della $w_1 = 0,1$ mm, ridotto con un coefficiente 0,9 e diviso per il parametro β (6.6) che tiene conto delle iperstaticità legate all'altezza del provino:

$$\beta = \frac{25 + 2h^{0.7}}{2h^{0.7}} \quad (6.6)$$

- Sforzo massimo f_{picco} tarato con un fattore riduttivo β_1 ;

e nella fase post-picco da:

- Sforzo f_{FTs} ricavato con (3.5) a partire da f_{eq1} , valutata nell'intervallo 0,3-0,5 w_1 a partire però dalla COD di picco:

$$COD_{FTs} = COD_{picco} + [0,3 - 0,5]w_1 \quad (6.7)$$

- Sforzo f_{FTu} ricavato con (3.6) a partire da f_{eq1} e f_{eq2} . Nel caso di elementi sottili l'intervallo proposto da normativa per valutare f_{eq2} è poco rappresentativo perché si sovrappone a quello di f_{eq1} . A tale scopo Ferrara *et al.* propongono di allontanare l'intervallo di valutazione prendendo:

$$COD_{FTu} = COD_{picco} + [0,1 \cdot h \pm 20\%] \quad (6.8)$$

Mentre negli studi [47] la fase a fessurazione localizzata è degradante e il picco è univoco, nel caso in esame l'andamento è sempre incrudente e il valore di picco è preso convenzionalmente in corrispondenza di $COD_{picco} = 0.7$ mm, dove il grafico di Fig. 6.18 mostra un cambio di pendenza.

provino	f_i [Mpa]	$f_{i\text{ medio}}$ [Dstd]	F_{picco} [Mpa]	$f_{MAX\text{ medio}}$ [Dstd]	ϵ_{picco}
N1	10.44		17.65		
N2	11.08		19.12		
N3	9.56	10.82	17.46	17.63	3.50E-03
N4	11.56		14.69		
N5	11.45		19.23		

provino	f_{eq1} [Mpa]	$f_{eq1\text{ medio}}$ [Dstd]	f_{eq2} [Mpa]	$f_{eq2\text{ medio}}$ [Dstd]	f_{FTs} [Mpa]	$f_{FTs\text{ medio}}$ [Dstd]	ϵ_{FTs}	$f_{FTu(2.5mm)}$ [Mpa]	$f_{FTu(2.5mm)\text{ medio}}$ [Dstd]	ϵ_{FTu}
N1	19.97		24.97		8.99			8.49		
N2	21.18		25.83		9.53			8.68		
N3	19.69	20.11	24.51	24.55	8.86	9.05	0.0464	8.32	8.25	0.129
N4	18.53		22.54		8.34			7.56		
N5	21.19		24.88		9.54			8.20		

Tabella 6.8: Parametri del legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo Ferrara L. *et al.*

Allo spessore medio di 23.71 mm corrisponde un valore di β pari a 2.36 e quindi il legame costitutivo del Modello 1 vale:

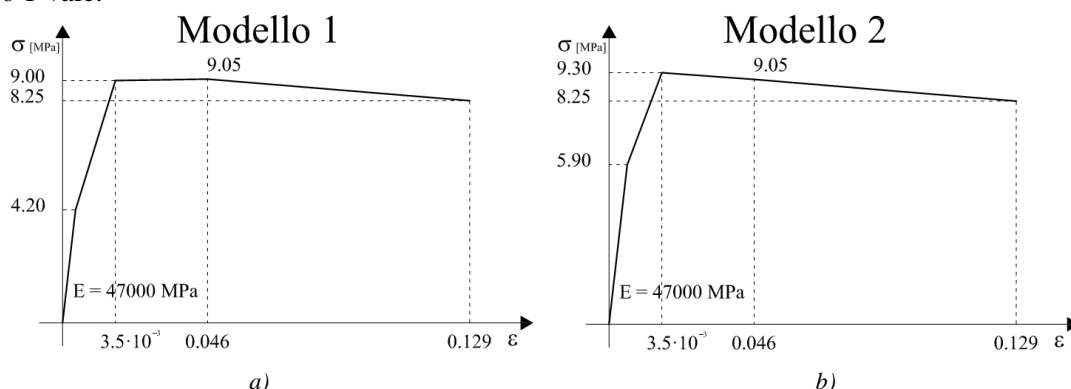


Figura 6.22: legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC secondo Ferrara L. *et al.*: Modello 1 e Modello 2

Il comportamento Carico – Freccia con questo legame è riportato in Fig 6.23 e segue perfettamente il tratto elastico iniziale e anche tutto l'andamento incrudente, ma con energia di frattura inferiore. Questo è dovuto alla riduzione troppo severa che lo sforzo di prima fessurazione f_{If} subisce a causa del parametro β , la cui formulazione diverge nel caso di spessori inferiori ai 30 mm.

Dato che il materiale qui analizzato è identico a quello studiato in [47], si decide di adottare lo stesso valore di sforzo di prima fessurazione, pari a 5.9 MPa, e di proporre un *Modello 2* (Fig. 6.22b). A partire da f_{If} si ricava in modo inverso il valore di β , che risulta essere pari a 1.83, mentre per cogliere il comportamento sperimentale medio si riduce il valore di f_{picco} utilizzando un β_1 pari a 1.89. Gli andamenti dei quattro legami costitutivi proposti sono riassunti nel grafico comparativo di Fig. 6.23:

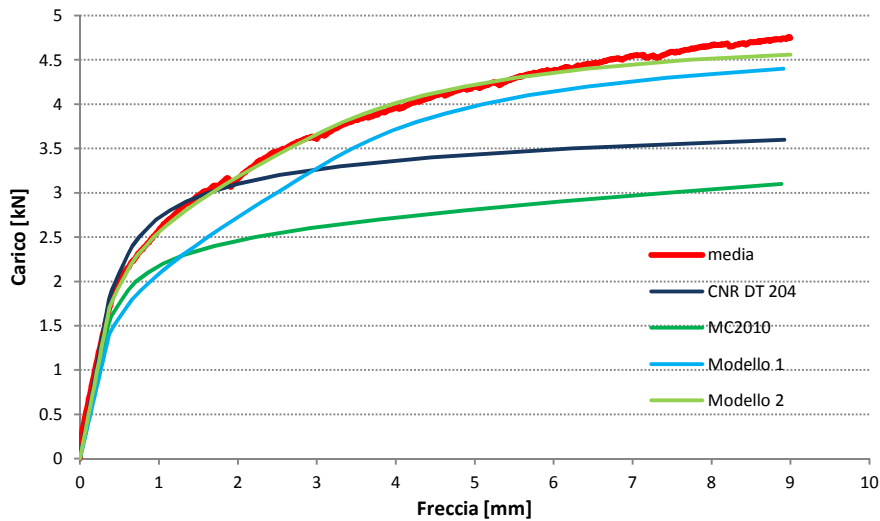


Figura 6.23: Grafico Carico – Freccia: confronto sperimentale-teorico

In Fig.6.24 si riporta l'andamento degli sforzi e delle deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria ricavati utilizzando il legame costitutivo del *Modello 2* in corrispondenza della Freccia pari a 9 mm, corrispondente al massimo abbassamento rilevato nelle prove sperimentali.

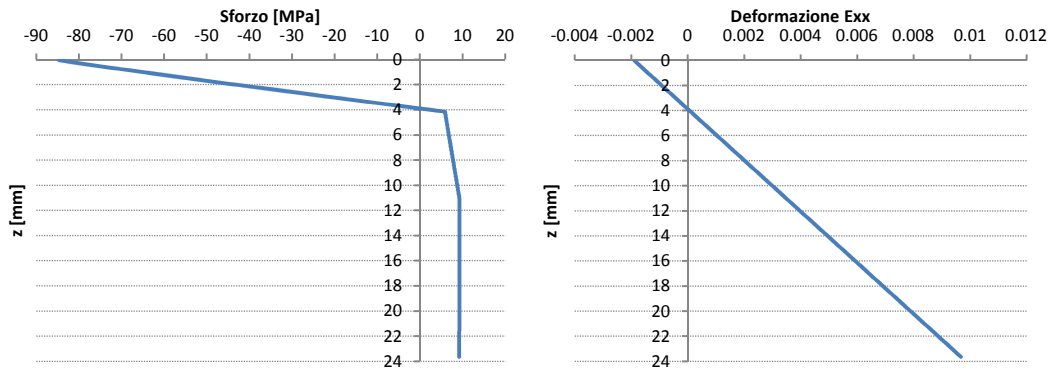


Figura 6.24: Sforzi e deformazioni longitudinali in corrispondenza della freccia pari a 9 mm

Il comportamento Carico-Freccia ottenuto implementando il *Modello 2* ricalca perfettamente l'intero andamento dei dati sperimentali e sarà utilizzato per svolgere le analisi numeriche descritte nel Capitolo 11.

Caratterizzazione del TRC

Lo strato inferiore della coppella sandwich è realizzato con un composito cementizio ad alte prestazioni di spessore 6 mm, rinforzato con due strati di rete in fibra di vetro. Lo scopo di questo strato è duplice: da una parte deve contribuire alla resistenza del pannello sandwich, sopportando le sollecitazioni di trazione imposte dallo *Stato Limite di Esercizio* e allo *Stato Limite Ultimo*, e dall'altra deve avere un buon impatto visivo, essendo la parte a diretto contatto con l'ambiente interno. Nei paragrafi successivi si descrivono i componenti e le modalità di produzione di questo materiale e i test eseguiti per caratterizzarne il comportamento.

7.1 I Materiali

Il mix design di questo composito cementizio è stato sviluppato a partire dalla ricetta della matrice descritta in precedenza per l'*UHPFRC*. Le proporzioni sono state adeguate alle esigenze del nuovo rinforzo aumentando le quantità di acqua e superfluidificante, e diminuendo il quantitativo di sabbia asciutta, la cui dimensione massima è pari a 0,6 mm, in modo che la matrice possa penetrare tra i filamenti della rete. In Tab. 7.1 sono riportate le quantità dei diversi ingredienti.

Ingredienti	per 1 m ³	per 1,5 L (= 0,0015m ³)
<i>Cemento tipo I 52,5</i>	600 kg	900 g
<i>Loppa d'altoforno</i>	500 kg	750 g
<i>Acqua</i>	209 L	313,5 mL
<i>Superfluidificante</i>	55,8 L	83,7 mL
<i>Sabbia asciutta (0-0,6 mm)</i>	957 kg	1435,5 g
<i>Rapporto acqua/cemento</i>	0,34	0,34
<i>Rapporto acqua/legante</i>	0,19	0,18

Tabella 7.1: Mix design per il Fine Concrete del TRC

La rete di rinforzo in fibra di vetro è prodotta da *Gavazzi S.p.A.* e le sue caratteristiche sono riportate in Tab. 7.2.:

Rete	PV3410-RIC17
<i>Ricetta appretto</i>	17
<i>N. fili di trama al dm</i>	20
<i>Filato trama</i>	Rov 640 vetro AR
<i>N. ordito al dm</i>	14
<i>Filato ordito</i>	Rov 1200 vetro AR
<i>Tessitura</i>	Giro Inglese
<i>Peso greggio g/m²</i>	600+imborso
<i>Peso apprettato g/m²</i>	Indicativo 700

Tabella 7.2: Dati relativi alla rete in fibra di vetro

7.2 La procedura

Durante la campagna sperimentale [79] svolta presso il *Laboratorio Prove Materiali del Dipartimento di Ingegneria Strutturale nella sede di Lecco*, sono state realizzate tre lastre in TRC di spessore 6 mm e di dimensione 400 x 70 mm².

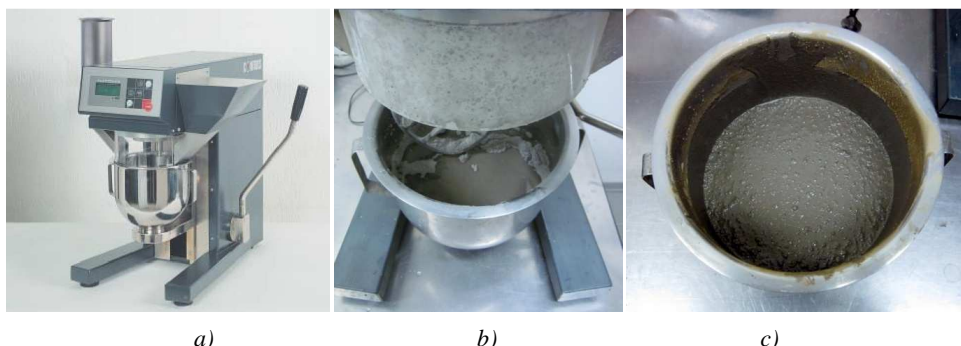


Figura 7.1: a) Miscelatore Automix Controls; b) particolare della Fase 2; c) composto a conclusione della Fase 3

Dopo le fasi preliminari di essiccazione e vagliatura della sabbia, la malta è stata confezionata, con l'ausilio del miscelatore *Automix Controls*, secondo questa procedura:

- *Fase 1*: Miscelazione di un minuto della loppa e del cemento a bassa velocità;
- *Fase 2*: Aggiunta dell'acqua e del superfuidificante a macchinario fermo (Fig. 7.1b);
- *Fase 3*: Miscelazione di un minuto a bassa velocità e di un minuto ad alta velocità della soluzione, per permettere l'attivazione dell'additivo chimico;
- *Fase 4*: Aggiunta graduale della sabbia con miscelatore impostato su velocità bassa;
- *Fase 5*: Miscelazione di 5 minuti a bassa velocità e 2 minuti ad alta velocità del composto completo.

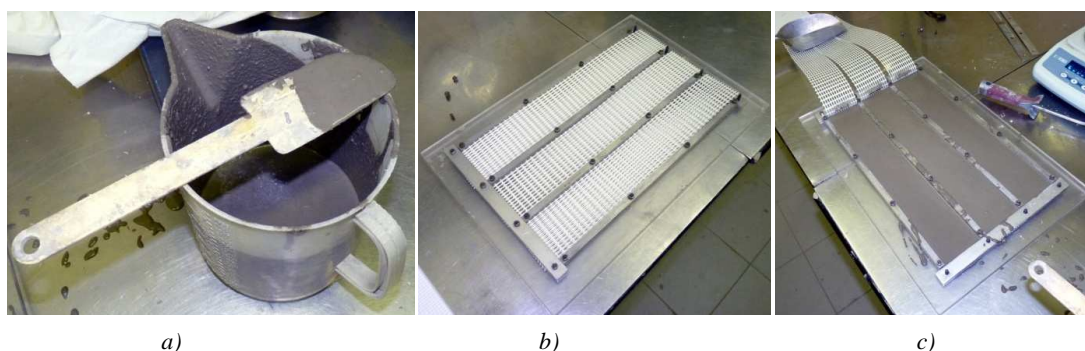


Figura 7.2: a) Bricchetto pieno di malta; b) cassero in plexiglass con reti ancorate; c) fasi di getto del TRC

Il composto che si ottiene è molto fluido e viene adagiato, con l'aiuto di un bricchetto, all'interno di un cassero in plexiglass che mantiene i due strati di rete alla distanza reciproca di 2 mm (Fig. 7.2). I travetti così ottenuti sono stati scasserati il giorno successivo al getto e sono stati posti a maturare in camera umida, a temperatura costante di 20°C e a umidità relativa UR pari a circa il 98%. Questa scelta è dettata dalla necessità di prevenire la formazione di deformazioni permanenti da ritiro differenziato, tipico degli elementi sottili prodotti con matrice a basso contenuto di acqua e a granulometria fine, le quali tendono a ingobbire la lastrina.

7.3 Le Prove meccaniche

7.3.1 Prove a trazione diretta

La rete e le lastre di TRC sono state sottoposte a test a trazione diretta secondo le indicazioni imposte dalla normativa *ISO 4606* [80]. Le prove sono state condotte in controllo di spostamento, utilizzando la pressa *Instron 5867*. Il set-up di prova prevede l'aggancio delle estremità del provino tramite una coppia di ganasce pneumatiche, serrate a una pressione di 3,4 bar, in grado di trasmettere sforzi di pura trazione grazie alla presenza di uno snodo sferico al loro interno.

I test sulla rete sono stati eseguiti su tre provini di dimensione $400 \times 70 \text{ mm}^2$, aventi 14 *roving* in direzione della trama, alle cui estremità sono stati applicati degli strati di nastro adesivo per migliorare l'aderenza con le ganasce. La velocità di spostamento della prova è pari a $1,67 \text{ mm/min}$ e gli andamenti a trazione sono riportati in Fig. 7.3. Tutti i provini evidenziano un primo tratto lineare, dove tutti i fili della trama collaborano elasticamente fino al picco di 6,69 kN, seguito da una rottura fragile, dovuta alla rottura in successione dei filamenti della trama.

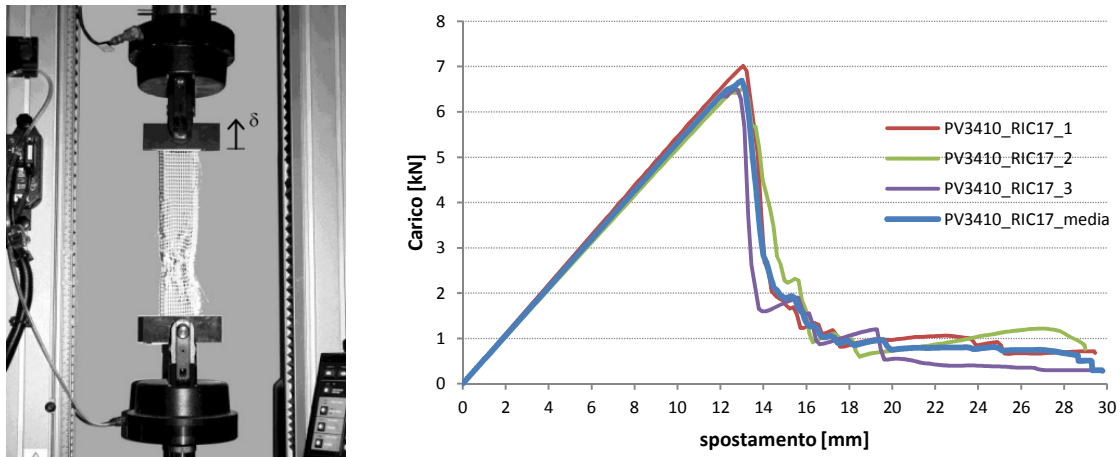


Figura 7.3: Set-up di prova e grafici Carico-Spostamento della rete

I test sul TRC sono stati eseguiti invece su tre lastre di dimensioni $400 \times 70 \times 6 \text{ mm}$, alle cui estremità sono state incollate delle piastrine sottili in acciaio. I dati del primo provino non sono utilizzabili a causa di un errore di montaggio del set-up, ma i risultati ricavati per gli altri due elementi seguono l'andamento qualitativo descritto nel paragrafo 4.4. Nelle curve di Fig. 7.4 si distinguono un primo tratto elastico, un plateau intermedio, nel quale si sviluppa la multi fessurazione, e un tratto finale rettilineo, con pendenza dipendente solo dalla rigidità residua della rete.

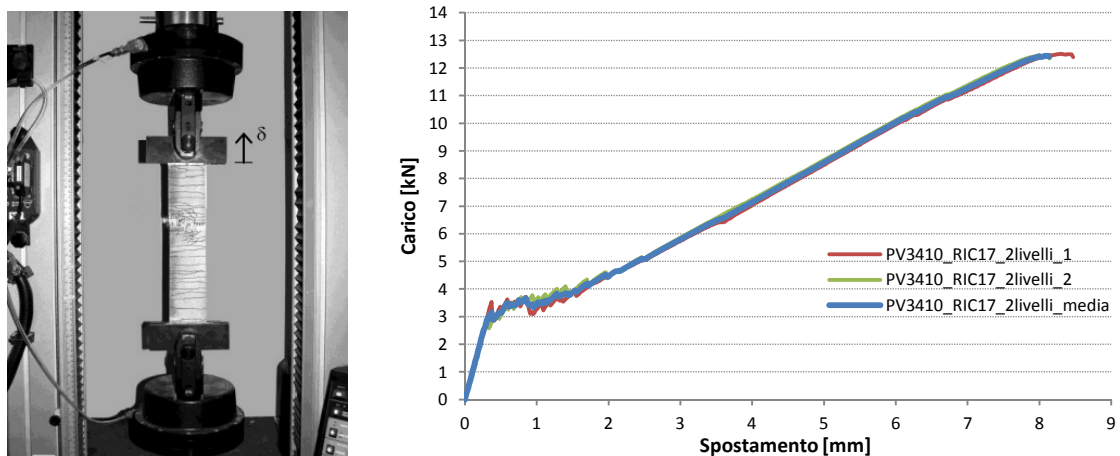


Figura 7.4: Set-up di prova e grafici Carico-Spostamento delle lastre in TRC

7.3.2 Modellazione del comportamento a trazione

A livello progettuale è importante conoscere l'andamento della curva Sforzo Nominale – Deformazione, dal quale è possibile determinare il legame costitutivo del TRC. Per ricavare questo andamento lo sforzo è stato ricavato dividendo il carico per l'area omogeneizzata della sezione delle lastre, mentre le deformazioni sono state ottenute rapportando lo spostamento verticale con la lunghezza libera del provino, pari a circa 300 mm. Il grafico sforzo – deformazione che si ottiene è riportato in Fig. 7.5.

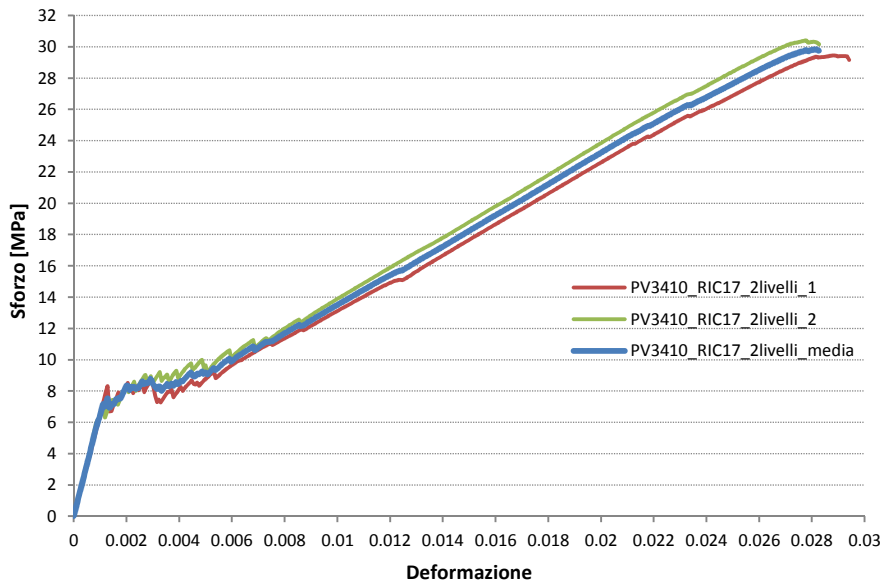


Figura 7.5: Grafico Sforzo-deformazione a trazione delle lastre in TRC

A partire dal comportamento medio delle lastre è possibile schematizzare il legame costitutivo del TRC con una trilineare: le pendenze del primo tratto elastico e del terzo tratto di resistenza residua sono prese pari al valore sperimentale, mentre per il tratto intermedio di multifessurazione si prende un plateau a sforzo costante stimato pari a 8 MPa. La rigidezza del primo tratto elastico riscontrata sperimentalmente è però inferiore rispetto alla rigidezza iniziale della matrice cementizia a causa degli scorrimenti relativi che avvengono tra le ganasce e le estremità del provino. Tale perdita di rigidezza è quindi legata a un errore del sistema di prova e si sceglie di correggere il legame costitutivo da utilizzare nelle simulazioni numeriche introducendo un primo tratto con pendenza pari a quella della matrice cementizia valutata sperimentalmente nel paragrafo 6.3.1. Le rigidezze di ciascun tratto e le coordinate dei punti di intersezione dei tratti, in termini di sforzi e deformazioni, sono riportati in Tab. 7.3.

Legame Costitutivo	Tratto di curva	Rigidezza E [MPa]	Sforzo σ [MPa]	Deformazione ϵ
Modello 1	1_Elastico	7200	8.00	1.11E-03
	2_Multifessurazione	0	8.00	4.00E-03
	3_Resistenza Residua	950	29.74	2.69E-02
Modello 2	1_Elastico	47000	8.00	1.70E-04
	2_Multifessurazione	0	8.00	4.00E-03
	3_Resistenza Residua	950	29.74	2.69E-02

Tabella 7.3: Dati dei legami costitutivi a trazione del TRC

Caratterizzazione dell'isolante

Lo strato intermedio dei pannelli sandwich deve svolgere l'importante ruolo di isolante, e al contempo resistere alle sollecitazioni a taglio trasmesse dalle due facce esterne. In questo progetto di tesi si utilizzano due differenti materiali isolanti:

- *Il polistirene espanso*: grazie alla sua bassa densità e alle sue ottime proprietà termiche è il materiale più utilizzato nella realizzazione dell'isolamento e dell'alleggerimento di pannelli di copertura e di tamponamento. Essendo però un prodotto derivante dal petrolio, ha una classe di resistenza al fuoco bassa e un processo di produzione e di smaltimento ecologicamente poco compatibile;
- *Il vetro cellulare*: è un materiale il cui utilizzo nelle applicazioni strutturali è in forte espansione grazie alla sua longevità, sicurezza, compatibilità con l'ambiente, resistenza meccanica e resistenza al fuoco.

Il polistirene espanso è stato prodotto da *Sipe S.p.A.* mentre il vetro cellulare da *Foamglas® S.p.A.* [81]. In Tab. 8.1 sono riportate le principali proprietà termiche e meccaniche fornite dai produttori.

Proprietà		Polistirene Eps 150	Foamglas® S3
Densità	$[kg/m^3]$	25	135
Conducibilità Termica	$[W/mK]$	0.035	<0.045
Calore Specifico	$[J/KgK]$	1340	840
Diffusività Termica	$[m^2/sec]$	6.50E-05	9.00E-06
Dilatazione Termica	$[K^{-1}]$	1.04E-06	4.10E-07
Classe di Resistenza al Fuoco		E	A1
Resistenza a compressione (EN826)	$[kPa]$	>150	>900
Resistenza a flessione (EN12089)	$[kPa]$	>200	>500

Tabella 8.1: Caratteristiche fisiche e meccaniche dei materiali isolanti

Per identificare con maggior precisione le principali caratteristiche meccaniche di queste schiume sono state eseguite prove sia distruttive sia non distruttive, descritte in dettaglio nei paragrafi successivi.

8.1 Foamglas[®] : prove distruttive

8.1.1 Prove a compressione

Durante lo studio della capacità dissipativa di pannelli in *Foamglas*[®] soggetti ad azioni esplosive [82] è stato necessario svolgere test a compressione su *Foamglas*[®] S3. I test sono stati condotti presso il laboratorio del *Dipartimento di Ingegneria Strutturale del Politecnico di Milano* su provini cilindrici di spessore 80 mm, poggiato su una lastra in *UHPFRC*, e caricati per mezzo di una piastra in acciaio (Fig. 8.1).



Figura 8.1: Set-up della prova a compressione del *Foamglas*[®]

Le curve Sforzo – Deformazione (Fig. 8.2) esibiscono un primo tratto elastico che, per un valore di sforzo di circa 0,25 MPa, cambia pendenza in conseguenza alla formazione di una fessura verticale, dovuta agli sforzi di trazione ortogonali alla direzione del carico. La risposta si mantiene lineare fino allo sforzo di 0,8 MPa, quando al meccanismo di fessurazione verticale si aggiunge la graduale frantumazione a compressione delle celle che compongono la microstruttura interna del materiale. Dopo il raggiungimento del picco l'andamento mostra un tratto a sforzo costante, caratterizzato dallo schiacciamento progressivo del provino, che si termina nell'intorno del 70% della deformazione. A partire da questo ultimo punto il provino, ridotto a un cumulo di polvere vetrosa, non è più in grado di sostenere alcuno sforzo e la risposta mostra un ultimo tratto a carico fortemente decrescente fino alla completa rottura.

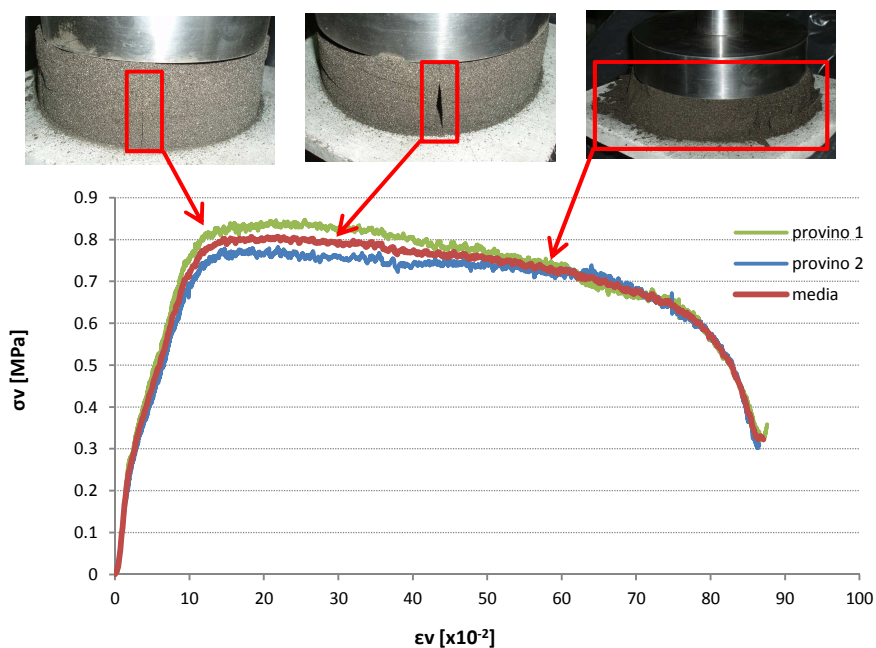


Figura 8.2: Grafico Sforzo-deformazione a compressione del *Foamglas*[®] S3

8.1.2 Prove a trazione indiretta

La fragilità di questo materiale non consente di realizzare provini per i test a trazione diretta, e quindi si è scelto di valutare la resistenza a trazione in modo indiretto, attraverso prove a flessione su quattro punti identiche a quelle che verranno svolte sui travetti sandwich. Le tre lastre, di dimensioni 600 x 150 x 80 mm, sono state testate in controllo di spostamento con velocità di 0.005 mm/sec e misurando, con quattro LVDT verticali, il solo abbassamento sotto i coltelli di carico (Fig. 8.3). Per evitare fenomeni di schiacciamento locale sono state inserite tra i cilindri di carico e il provino quattro lastre, composte con uno strato esterno in plexiglass da 3 mm e uno interno in polistirene da 5 mm, che secondo analisi elastica FEM sono in grado di diffondere lo sforzo.

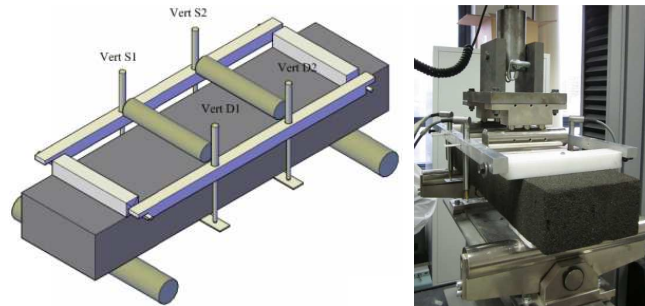


Figura 8.3: Set-up di prove per i test a flessione su Foamglas® S3

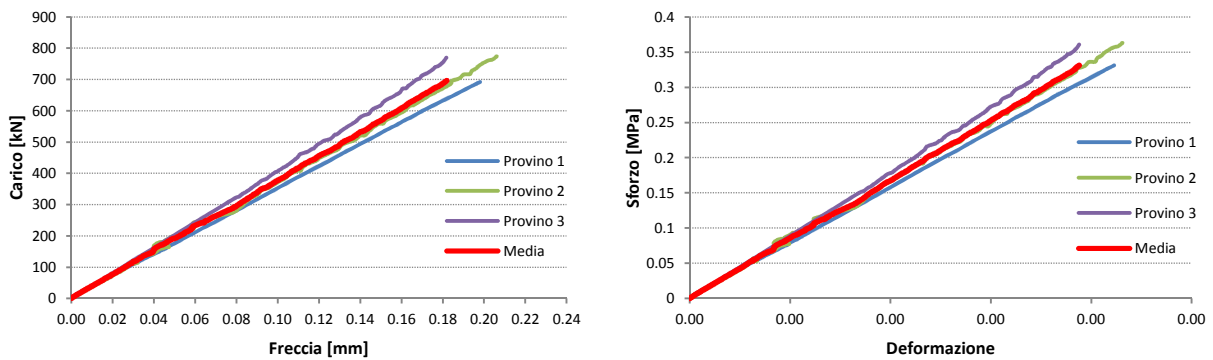


Figura 8.4: Grafico Carico-Freccia e Sforzo - Deformazione del travetto in Foamglas®

Il grafico di Fig. 8.4 mostra come il materiale sia perfettamente fragile, poiché al tratto iniziale elastico segue l'immediato collasso per formazione e diffusione instabile di una fessura. Il legame costitutivo a trazione si determina a partire dal diagramma Carico – Freccia, valutando gli sforzi al lembo inferiore della sezione con (8.1):

$$\sigma = \frac{M}{I} \cdot \frac{h}{2} = \frac{P \cdot a}{b \cdot h^2} \quad (8.1)$$

Con b e h rispettivamente base ed altezza della sezione del provino, e a pari al braccio tra l'appoggio e il coltello di carico.

Le deformazioni si ottengono invece in modo indiretto a partire dal modulo elastico del materiale, ricavato introducendo l'abbassamento nell'equazione del corollario di Mohr (8.2):

$$\begin{cases} E = \frac{5}{12} \cdot \frac{P \cdot a^3}{v \cdot I} = 5 \cdot \frac{P \cdot a^3}{v \cdot b \cdot h^3} & (8.2) \\ \varepsilon = \frac{\sigma}{E} & (8.3) \end{cases}$$

8.2 *Foamglas*[®] : Prove non distruttive

La struttura omogenea interna del *Foamglas*[®] permette di individuare le caratteristiche meccaniche del materiale attraverso l'impiego di controlli non distruttivi, come le prove a ultrasuoni in trasparenza. L'apparecchiatura necessaria per queste prove consiste in un generatore di impulsi elettrici, una coppia di trasduttori, un amplificatore e un dispositivo elettronico che misura l'intervallo di tempo che intercorre tra la partenza dell'impulso e il suo arrivo. L'impulso viene generato dal trasmettitore sonico elettrodinamico e propaga nel mezzo fino al ricevitore, perdendo energia a causa delle riflessioni e rifrazioni dovute alle discontinuità. Attraverso l'apparecchio di rilevazione dei segnali le onde sono amplificate e filtrate fino ad arrivare alle condizioni ottimali per registrare il tempo che impiegano a coprire la distanza tra sonda emittente e sonda ricevente. Le prove ultrasoniche si basano sul principio che la velocità con cui gli impulsi viaggiano all'interno di un mezzo solido è funzione delle caratteristiche elastiche del mezzo e della sua densità: maggiore è la velocità, maggiore è il modulo elastico del materiale. I moduli elastici dinamici hanno però valore superiore rispetto a quelli ottenuti attraverso le prove statiche e si discostano tra loro man mano che si passa da un mezzo perfettamente omogeneo a un mezzo discontinuo e anisotropo. La relazione che correla la velocità delle onde elastiche in un mezzo omogeneo, isotropo e perfettamente elastico con il modulo elastico dinamico è:

$$E_d = v^2 \cdot \gamma \cdot \frac{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)}{(1 - \nu)} \quad (8.1)$$

Con:

- E_d modulo elastico dinamico in Pa
- v velocità delle onde ultrasuoni in ms^{-1}
- γ densità del mezzo in kgm^{-3}
- ν modulo dinamico di Poisson



Figura 8.5: Centralina Control UPV E49 e la coppia di trasduttori

I test a ultrasuoni sul *Foamglas*[®] sono stati realizzati misurando i tempi di trasmissione delle onde su elementi di diverse dimensioni e con tre apparecchiature differenti.

La prima sessione di rilevazioni è stata eseguita presso il *Laboratorio di Prove Sperimentale della sede di Lecco* con una centralina *Control UPV E49* (Fig. 8.6) che valuta i tempi di percorrenza mostrandoli direttamente su un display digitale. I trasduttori di questo generatore di impulsi lavorano con onde a 45 kHz di frequenza. Per evitare errori di misurazioni e ottenere dati realmente rappresentativi si è scelto di applicare un abbondante strato di gel tra la superficie piana del trasmettitore e la superficie molto porosa del vetro cellulare. In questo modo si eliminano le eventuali bolle d'aria che aumenterebbero il tempo di trasmissione, riducendo di conseguenza il valore di modulo elastico. In Tab. 8.2 sono riportate le distanze di misurazione, il corrispondente tempo di percorrenza, la velocità ricavata dividendo questi due parametri e il modulo elastico ricavato secondo (8.1).

Materiale	N°misura	Distanza [mm]	Tempo [μ sec]	Velocità [m/sec]	Coefficiente Poisson	Modulo Elastico [MPa]	Modulo Elastico Medio [MPa]
Foamglas® S3	1	80	30.7	2605.86	0.24	777.77	760.47
	2	80	30	2666.67	0.24	814.48	
	3	80	29.7	2693.60	0.24	831.02	
	4	80	29.2	2739.73	0.24	859.72	
	5	80	31.1	2572.35	0.24	757.89	
	6	80	30.7	2605.86	0.24	777.77	
	7	80	30	2666.67	0.24	814.48	
	8	149	62.5	2384.00	0.24	650.97	
	9	148.5	61.7	2406.81	0.24	663.48	
	10	149	60	2483.33	0.24	706.34	
	11	147.5	55.2	2672.10	0.24	817.81	
	12	600	251.1	2389.49	0.24	653.96	

Tabella 8.2: Dati rilevati con Control UPV E49 sul Foamglas®

Nel grafico di Fig. 8.6 sono riportati i tempi di percorrenza delle onde e le corrispondenti distanze di misurazione. Per questi dati è stata ricavata anche una linea di tendenza, la cui pendenza è proporzionale alla rigidità elastica del materiale.

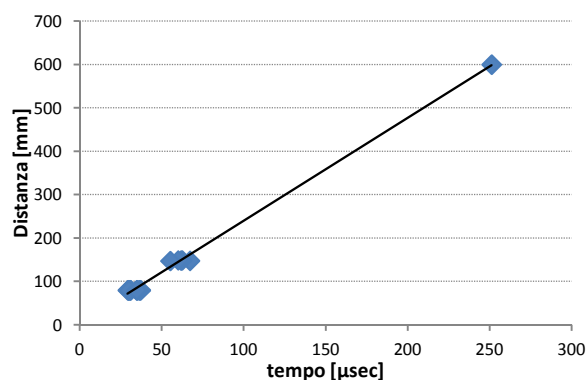


Figura 8.6: Grafico Distanza-Tempo delle misure effettuate con Control UPV E49 sul Foamglas® linea di tendenza

La potenza e la precisione di questa centralina consentono di ottenere misurazioni affidabili per distanze brevi, mentre per misurazioni effettuate su distanze maggiori le oscillazioni dei dati rilevati sono tali da rendere la misura meno rappresentativa.

Per questo motivo si è scelto di effettuare una seconda sessione di misurazioni presso il *Laboratorio di prove del Dipartimento di Ingegneria Strutturale*, dove è disponibile un dispositivo di maggior potenza, prodotto dalla *IMG Ultrasuoni S.r.l.* che, tramite un oscilloscopio, consente di visualizzare l'impulso e di tarare alcuni parametri di trasmissione. I dati rilevati con questo dispositivo sono riportati in Tab.8.3.

Materiale	N°misura	Distanza [mm]	Tempo [μ sec]	Velocità [m/sec]	Coefficiente Poisson	Modulo Elastico [MPa]	Modulo Elastico Medio [MPa]
Foamglas® S3	1	80	41.4	1932.37	0.24	427.69	826.59
	2	80	29	2758.62	0.24	871.62	
	3	148	46.33	3194.47	0.24	1168.81	
	4	148	56.3	2628.77	0.24	791.50	
	5	600	229.43	2615.18	0.24	783.33	
	6	600	212.1	2828.85	0.24	916.57	

Tabella 8.3: Dati rilevati con IMG Ultrasuoni sul Foamglas®

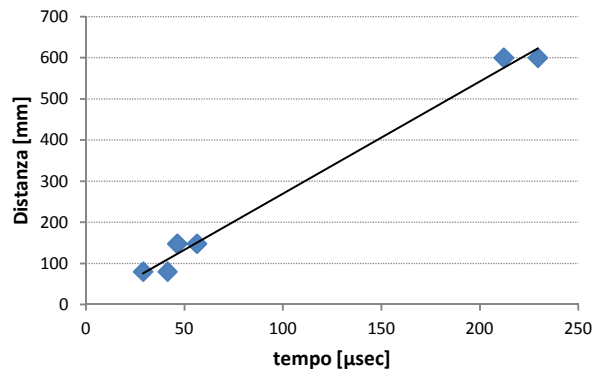


Figura 8.7: Grafico Distanza-Tempo delle misure effettuate con IMG Ultrasuoni sul Foamglas® linea di tendenza

I trasmettitori di questo dispositivo lavorano a una frequenza di 50 kHz e, per migliorare il contatto e evitare eventuali errori di misurazione, si è creato una superficie piana e liscia in plastilina tra emettitore e vetro cellulare. In questo caso l'emettitore è in grado di cogliere in modo affidabile i tempi di percorrenza anche su distanze di alcune decine di centimetri, restituendo un valore di modulo elastico più rappresentativo. Mediando i valori sperimentali ottenuti da queste prove e tenendo conto del diverso grado di precisione delle due strumentazioni si ricava che per questo materiale il Modulo Elastico si assesta su un valore di circa 800 MPa.

8.3 Polistirene: Prove distruttive

8.3.1 Prove a compressione e trazione diretta

Le proprietà meccaniche del polistirene sono state ricavate in [83] conducendo prove a compressione e a trazione diretta su provini prismatici di dimensione $90 \times 90 \times 45 \text{ mm}^3$. Le due basi dell'elemento sono state incollate direttamente alle due piastre di carico con resina epossidica e sono stati misurati i valori di carico e di spostamento direttamente dalla macchina di prova (Fig. 8.8).

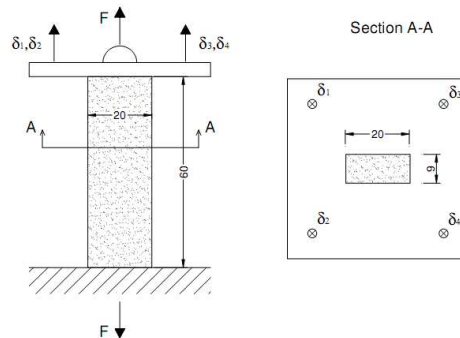


Figura 8.8: Set-up dei test a compressione e a trazione sul polistirene espanso

Gli andamenti delle curve Sforzo –Deformazione (Fig. 8.9) sono stati ottenuti dividendo rispettivamente il carico per la superficie di base del provino e gli spostamenti per la sua altezza. Il comportamento a compressione è elasto-plastico, con resistenza massima f_{pc} di 0,12 MPa, mentre quello a trazione si dimostra elasto-fragile, con picco f_{pt} di 0.2 MPa. Anche le rigidezze dipendono dalla direzione di carico e il modulo elastico a trazione E_{pt} , pari a 14,7 MPa, è superiore a quello a compressione E_{pc} , valutato pari a 4,35 MPa.

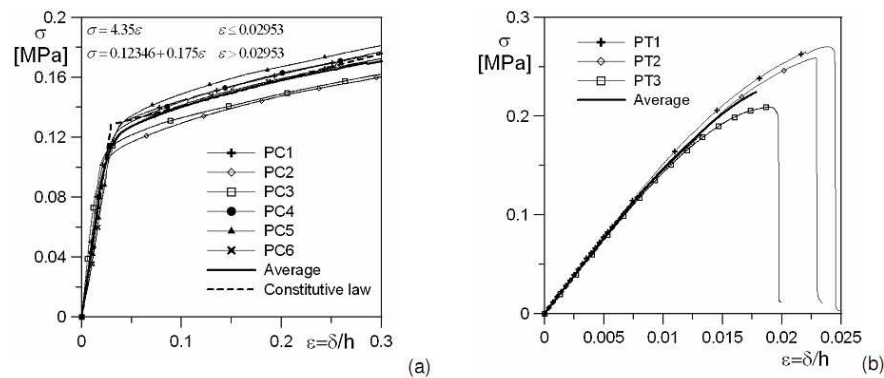


Figura 8.9: Grafico sforzo-deformazione sperimentale del polistirene espanso: a) a compressione; b) a trazione

8.4 Polistirene: Prove non distruttive

Per confermare i dati sperimentali ricavati nel paragrafo precedente si è scelto di eseguire delle rilevazioni ad ultrasuoni anche per il polistirene. Le misure ottenute tramite la centralina *Control UPV E49* sono riportate in Tab. 8.4.

N°misura	Distanza [mm]	Tempo [µsec]	Velocità [m/sec]	Coefficiente Poisson	Modulo Elastico [MPa]	Modulo Elastico Medio [MPa]
1	150	172.3	870.57	0.3	14.08	13.71
2	150	171.3	875.66	0.3	14.24	
3	150	171.7	873.62	0.3	14.17	
4	150	170.1	881.83	0.3	14.44	
5	150	167.3	896.59	0.3	14.93	
6	80	100.7	794.44	0.3	11.72	
7	80	98.5	812.18	0.3	12.25	
8	80	98.4	813.01	0.3	12.28	
9	80	96.2	831.60	0.3	12.84	
10	80	97.8	818.00	0.3	12.43	
11	400	443.9	901.10	0.3	15.08	
12	400	449.3	890.27	0.3	14.72	
13	400	445.2	898.47	0.3	14.99	

Tabella 8.4: Dati rilevati con *Control UPV E49* sul polistirene

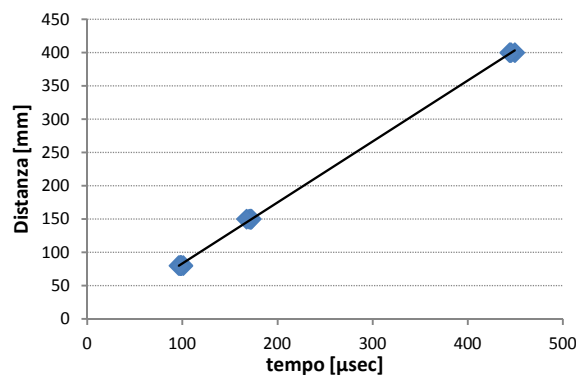


Figura 8.10: Grafico Distanza-Tempo delle misure effettuate con *Control UPV E49* sul polistirene e linea di tendenza

I valori di rigidezza ottenuti sono molto simili a quelli ottenuti dalle prove distruttive e confermano l'affidabilità dei test ad ultrasuoni per la stima i parametri meccanici di materiali con una struttura interna omogenea.

Caratterizzazione dell'aderenza

Il contatto d'aderenza tra l'isolante interno e le due facce esterne è il principale responsabile dell'incremento di capacità portante di una struttura sandwich rispetto agli elementi monolitici. Il contatto d'aderenza consente infatti ai diversi strati di collaborare tra loro e di sfruttare le loro particolari caratteristiche: un contatto sufficientemente rigido, in grado di sopportare e trasmettere le sollecitazioni a taglio, garantisce la continuità tra le parti attivando un comportamento a trave, mentre un contatto debole accumula scorrimenti locali, impedendo alla struttura di beneficiare delle potenzialità della tecnologia sandwich. In questo paragrafo si descrivono in modo dettagliato le problematiche affrontate nella realizzazione del contatto d'aderenza tra i diversi materiali in gioco e lo sviluppo delle scelte progettuali che hanno portato all'assemblaggio dei travetti sandwich.

9.1 La prima scelta progettuale

Nella prima scelta progettuale si è pensato di affidare il contatto al legame chimico che si instaura tra calcestruzzo e isolante, scegliendo di realizzare i travetti sandwich secondo una sequenza di getti sovrapposti simile a ciò che avviene in stabilimento [1]. Per confermare la bontà di questa scelta produttiva il 20 giugno 2011 si è creato un provino gettando lo strato di *TRC* di 6 mm direttamente a contatto con la lastra di *Foamglas*[®] *S3* spessa 80 mm all'interno di un cassero *UNI* (Fig. 9.1).



Figura 9.1: Fasi di getto dello strato di *TRC* sulla lastra di *Foamglas*[®] nel cassero *UNI*

Al momento dello scassero, avvenuto il giorno successivo al getto, il provino mostrava un buon contatto tra le parti, ma, dopo poche ore a contatto con l'ambiente, lungo i lati corti del *Foamglas*[®] hanno cominciato a propagarsi delle fessure che si sono diffuse lungo tutto il perimetro, portando al completo distacco della lastra in *TRC* in pochi giorni (Fig. 9.2).



Figura 9.2: Particolari della propagazione della fessura nel *Foamglas*[®]

Il legame chimico e meccanico tra il *Foamglas*[®] e la malta cementizia si è mostrato più forte rispetto alla resistenza a trazione dell'isolante: le foto mostrano infatti che la linea di frattura si localizza ad alcuni millimetri dal contatto. Questa modalità di rottura è legata al fenomeno del ritiro che si manifesta nella superficie del *TRC* a contatto con l'ambiente esterno. Le due facce della lastra si deformano in modo differente e ciò provoca una curvatura tale da sviluppare degli sforzi verticali di trazione nello strato di isolante. Per limitare queste deformazioni il 21 giugno 2011 altri tre elementi di dimensione 150 x 150 x 86 mm³ sono stati prodotti con le stesse modalità e successivamente posti a maturare rispettivamente in camera umida, in forno a 60°C e immersi in acqua. Questi sono infatti i tre metodi più utilizzati per migliorare il processo di idratazione del cemento e per fornire il quantitativo di acqua necessario a limitare la microfessurazione nella matrice. I provini posti in camera umida e in forno hanno sviluppato

una fessurazione simile alla precedente in tempi più ampi, mentre il provino immerso in acqua ha raggiunto la maturazione a 28 giorni in condizioni integre (Fig. 9.3).



Figura 9.3: Travetti dopo la maturazione in a) camera umida; b) forno a 60°C; c) acqua

A confermare questi risultati ci sono degli studi, svolti da *Basf S.r.l.*, che hanno come oggetto il confronto delle deformazioni da ritiro che insorgono in una matrice posta a maturare in condizioni ambiente standard, cioè a $T = 20^{\circ}\text{C}$, rispetto a quelle riscontrate in matrici introdotte rispettivamente in forno, in condizioni di umidità controllata e in acqua. Dopo 60 giorni dal getto la matrice che matura in condizioni naturali subisce un ritiro di circa $1100\ \mu\text{m}$ mentre gli elementi maturati in forno e in acqua manifestano spostamenti ridotti a $600\ \mu\text{m/m}$. Il comportamento migliore si ottiene però facendo maturare la matrice in acqua per le prime 24 ore e poi in condizioni di umidità controllata, il ritiro si riduce infatti in questo caso a $300\ \mu\text{m/m}$.

9.2 La seconda scelta progettuale

La condizione di maturazione in acqua non è però applicabile alla produzione su larga scala: è quindi necessario considerare un processo di realizzazione alternativo. Una possibile soluzione consiste nell'aggiunta di particolari additivi, ad esempio lo *Stabilmac* prodotto da *Basf*, caratterizzati da un alto contenuto di ossido di calcio, il quale, a contatto con l'acqua di impasto, si trasforma in idrossido di calcio e si espande, compensando il ritiro che si manifesta nel successivo processo di maturazione [84]. L'utilizzo efficace di queste componenti richiede però la modifica delle proporzioni del mix design sia del *TRC* che del *UHPFRC*, che è realizzabile solo attraverso un'approfondita indagine sperimentale che si allontana dagli obiettivi di questo elaborato e che verrà probabilmente affrontata in futuro. Un'alternativa più vantaggiosa e riproducibile è presa in prestito dalla produzione di lamine sandwich nell'industria meccanica e prevede l'assemblaggio delle parti tramite adesivo. I travetti sandwich che si andranno a realizzare richiedono un adesivo che sia sufficientemente rigido, per limitare lo scorrimento relativo tra le parti e abbastanza resistente, per evitare la rottura prematura per delaminazione. Per questo scopo specifico sono state individuate la resina epossipoliuretanica *Norphen Pu* di *NordResine S.p.A.*, utilizzata in prevalenza per impermeabilizzazione e sigillature a medio modulo elastico e a elevata resistenza, e l'adesivo epossidico bicomponente tissotropico *Adesilex PGI Rapid* di *Mapei S.p.A.*, il cui campo di applicazione è la riparazione e il rinforzo strutturale di elementi in calcestruzzo o pietra. In Tab 9.1 sono riportati i dati relativi alle colle più significativi forniti dai rispettivi produttori [85] [86].



Figura 9.4: a) Resina epossipoliuretanica *Norphen PU* b) resina epossidica *Adesilex PGI Rapid*

Proprietà		Norphen PU	Adesilex PG1
Densità	[kg/L]	1.35	1.7
Tempo di essiccamento	[h]	6	3
Temperatura di applicazione	[°C]	da 7 a 35	da 10 a 30
Modulo elastico	[MPa]	medio	6000
Resistenza a compressione	[MPa]	alta	>70
Resistenza a taglio	[MPa]	-	>10
allungamento a trazione	[%]	>50	-

Tabella 9.1: Dati tecnici delle resine forniti dai produttori

9.3 I provini di push-off

9.3.1 Progettazione del provino

L'incertezza o la completa mancanza di dati tecnici di tipo meccanico per queste colle impone d'indagare il loro comportamento attraverso dei test di Push-off. Le norme vigenti propongono diverse configurazioni di prova per testare la resistenza a taglio dell'adesione tra due superfici di materiali diversi, ma le scarse proprietà meccaniche dell'isolante ci pongono nella condizione di dover progettare una nuova configurazione in grado di fornire risultati attendibili. Per comprendere quale fosse la geometria più adatta a questo scopo si è cercato in letteratura qualche studio simile, e si è individuato un ottimo punto di partenza nella configurazione di prova impiegata per i pannelli in polistirene e *TRC* con fibre di vetro descritta in [83]. Dato che la qualità del contatto dipende dai legami chimici e meccanici che la colla instaura con le superfici dei diversi materiali e che la matrice cementizia presenta una finitura superficiale indipendente dal tipo di rinforzo introdotto in essa, si è scelto di valutare l'aderenza solo per l'*UHPFRC*.

Per i calcoli di progetto ci si è affidati al software a elementi finiti *TNO Diana 9.2* le cui caratteristiche sono descritte nel dettaglio nel paragrafo 11.1.4. Il provino è modellato con elementi *Plane Stress* quadrati a 8 nodi *CQ16M* di lato 2 mm e i legami costitutivi che caratterizzano il calcestruzzo fibrorinforzato, il *Foamglas*[®] e il polistirene sono ricavati direttamente dalle prove sperimentali oggetto dei capitoli precedenti (Fig. 9.6). Tutti i materiali sono stati modellati secondo il *Total strain rotating crack model* e le analisi svolte sono tutte non lineari e di tipo fessurativo.

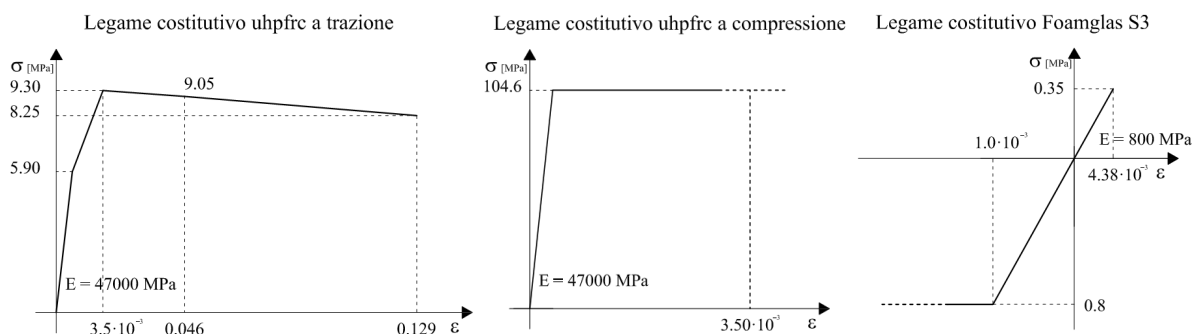


Figura 9.5: Legami costitutivi di *UHPFRC* e *Foamglas*[®] utilizzati nella progettazione con *TNO Diana 9.2*

La geometria del primo modello di provino, denominato *Provino 1*, consisteva in un blocco di isolante spesso 80 mm al quale venivano applicate due lastre in calcestruzzo fibrorinforzato con superficie 100 x 100 mm² e spessore di 30 mm. La configurazione di carico è simmetrica e prevedeva l'applicazione di due forze puntuali nella mezzeria del lembo superiore delle lastre in calcestruzzo (Fig. 9.7). Tali scelte dimensionali rispondevano all'esigenza di mantenere lo sforzo di compressione alla base dell'isolante al di sotto della metà della sua resistenza. Nella simulazione numerica la prima fessura si manifesta al lembo inferiore del contatto e si diffonde in modo instabile lungo il materiale isolante, provocando il collasso per taglio. Tuttavia, nonostante le modalità di rottura fossero conformi alle richieste, le lastre in *UHPFRC*, hanno mostrato la tendenza a ruotare rigidamente verso l'esterno, facendo perno sullo spigolo inferiore a diretto contatto con il *core*, il quale non era libero di scorrere verticalmente. Inoltre il carico applicato puntualmente non aveva sufficiente spazio per riuscire a diffondersi in maniera uniforme lungo la larghezza delle lastre.

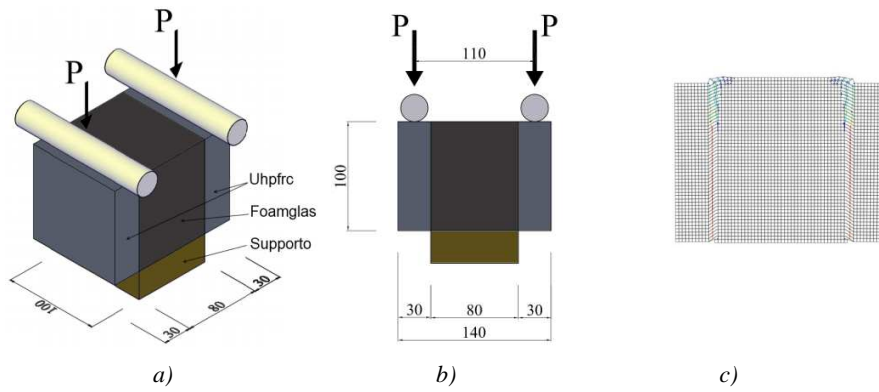


Figura 9.6: Provino 1: a) modello 3D; b) sezione; c) Fessurazione al collasso

Per migliorare questi difetti si è modificata la geometria del provino, prendendo esempio dai test svolti in [87], e realizzando un *Provino 2*. In questo nuovo modello si sono mantenute inalterate sia la dimensione delle superfici di contatto sia gli spessori degli elementi, ma si sono prolungati di 50 mm superiormente il calcestruzzo e inferiormente l'isolante (Fig. 9.8). In questo modo il carico puntuale aveva sufficiente spazio per diffondersi completamente all'interno delle lastre e anche lo sforzo di compressione è costante lungo tutta la superficie d'appoggio del *Foamglas*[®]. Tuttavia, l'eccentricità del carico verticale provocava ancora un leggero momento flettente, che tendeva a deformare le lastre verso l'esterno, provocando un contributo di trazione lungo il lembo superiore del blocco di isolante.

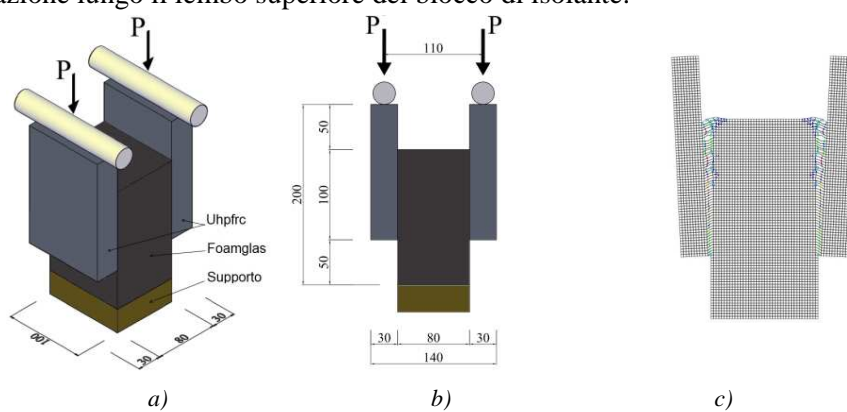


Figura 9.7: Provino 2: a) modello 3D; b) sezione; c) Fessurazione al collasso

La soluzione a questo problema è sviluppata nel *Provino 3*, nel quale si sono collegate le lastre verticali con una lastra orizzontale in *UHPFRC* di pari dimensioni (Fig. 9.9). Questa geometria non elimina l'eccentricità del carico, ma vincola lo spostamento orizzontale degli estremi superiori delle lastre che, al crescere del carico, sono costrette a traslare solo verticalmente, sviluppando uno sforzo di puro taglio lungo la linea di contatto.

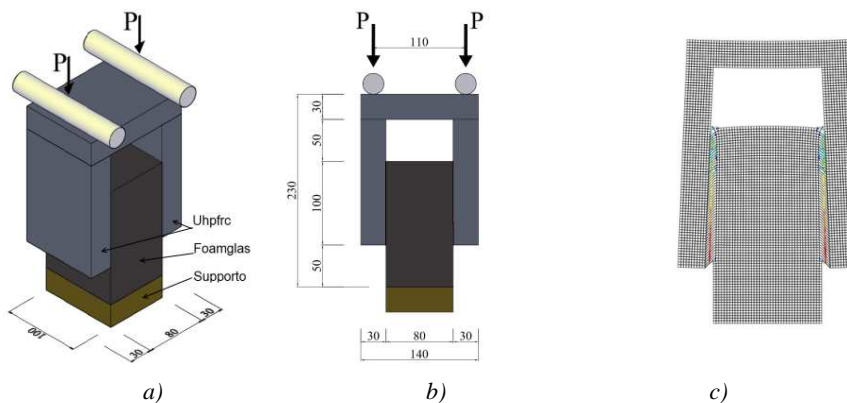


Figura 9.8: Provino 3: a) modello 3D; b) sezione; c) fessurazione al collasso

9.3.2 Produzione del provino

Dopo aver determinato la geometria ideale per le prove di Push-off si è proceduto alla fase di realizzazione dei provini. Come è stato possibile constatare con l'esperimento descritto nel paragrafo 9.1, il *Foamglas*[®] e il Polistirene espanso reagiscono in modo differente alle deformazioni imposte dal calcestruzzo in fase di maturazione; è quindi necessario produrre i provini con procedimenti differenti.

9.3.2.1 Provino con core in polistirene

Come già dimostrato in [1] e [83] il polistirene espanso è in grado di assorbire le eventuali deformazioni imposte dalla maturazione della matrice ed è quindi possibile affidare l'adesione al solo contatto chimico tra i due diversi materiali. La poca rilevanza che l'orientamento delle fibre esercita sulla qualità del contatto consente di realizzare i provini gettando direttamente la matrice in un cassero sagomato per ospitare i blocchetti di polistirene (Fig. 9.10). La matrice impiegata per questa realizzazione è stata confezionata nei tempi riportati in Tab. 9.2.

Lastrine in UHPFRC per provini d'aderenza con core in polistirene										
Getto		Travetti			Tempo					
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale
07/10/2011	30	6	Lastrine	Getto verticale	1 min lento 2 min veloce	fermo	13 min	1 min	5 min veloce	22 min

Tabella 9.2: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto delle lastrine per i provini d'aderenza in polistirene



Figura 9.9: Il cassero impiegato per realizzare i tre provini in polistirene

Nonostante il provino sia stato progettato per l'impiego del vetro cellulare, si è scelto di mantenere invariata la geometria anche per i test sul polistirene, così da ottenere risultati confrontabili tra loro. Si è infatti a conoscenza del fatto che, a causa delle sue prestazioni inferiori, la schiuma polimerica potrebbe plasticizzarsi alla base prima che avvenga il cedimento del contatto.

9.3.2.2 Provino con core in *Foamglas*[®]

I provini si compongono di tre lastre in calcestruzzo fibrorinforzato, di dimensioni $100 \times 150 \times 30 \text{ mm}^3$, e di un blocchetto di *Foamglas*[®], di dimensioni $80 \times 100 \times 150 \text{ mm}^3$, incollati tra loro a causa della fragilità del materiale isolante. Gli elementi in UHPFRC sono stati intagliati da una lastra di $400 \times 900 \times 30 \text{ mm}^3$, realizzata gettando la matrice cementizia fibrorinforzata, prodotta con il mix design riportato al Capitolo 6 e realizzata secondo i tempi di confezionamento in Tab. 9.3, in un apposito cassero in legno a partire dal lato più corto, in modo da permettere l'orientamento delle fibre lungo la direzione di flusso.

Lastra in UHPFRC per provini d'aderenza con core in Foamglas®										
Getto		Travetti			Tempo					
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale
22/07/2011	30	1	Lastra	Getto laterale	1 min lento 2 min veloce	fermo	12 min	1 min	3 min veloce	19 min

Tabella 9.3: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto della lastra intagliata per i provini d'aderenza in Foamglas®

I provini con core in Foamglas® sono in totale sei: tre realizzati con la resina Norphen Pu e tre con la resina Adesilex PGI. Entrambe le colle sono bicomponenti ed è necessario rispettare i rapporti tra le due parti per ottenere una polimerizzazione ottimale. Prima di procedere con le modalità di incollaggio, descritte anche nel prossimo capitolo per la realizzazione dei travetti sandwich, sono stati svolti dei test qualitativi sull'adesivo per valutarne la viscosità e i tempi di lavorabilità. La geometria non semplice e i diversi tempi di indurimento della colla hanno obbligato a suddividere l'applicazione delle lastre in UHPFRC in due fasi successive distanziate da alcune ore. In Fig. 9.9 sono riportate alcune fasi della realizzazione.



Figura 9.10: Fasi di produzione del provino d'aderenza con core in Foamglas®

9.3.3 Set-Up di prova

La campagna sperimentale prevede di testare in totale nove provini di cui: tre realizzati con il polistirene, tre con il Foamglas® S3 e incollati con Norphen PU e tre realizzati con il Foamglas® S3 e incollati Adesilex PGI. Dopo aver incollato la lastra orizzontale in UHPFRC, il provino completo viene collocato su di un basamento metallico e caricato simmetricamente attraverso due coltelli cilindrici, distanziati 100 mm l'uno dall'altro. Tali coltelli sono collegati a una piastra superiore e a un giunto sferico che lascia libere le rotazioni longitudinali e trasversali, in modo che le forze trasmesse abbiano componente solo verticale. La configurazione di controllo prevede quattro coppie di LVDT verticali, disposti come in Fig. 9.12 e sorretti da apposite strutture reticolari metalliche magnetiche. La generica coppia è posta in prossimità della linea di contatto, in modo che un LVDT rilevi lo spostamento verticale della lastra in calcestruzzo e l'altro registri l'abbassamento che a pari ascissa si manifesta nel materiale isolante. Calcolando la differenza tra i due spostamenti e leggendo il valore di carico dalla cella di carico della pressa è possibile determinare l'andamento del Bond-Slip. La particolare disposizione degli strumenti di misura lungo le due linee di contatto ha lo scopo di rilevare il valore medio dello spostamento relativo. Un metodo di misurazione alternativo, meno ingombrante e di maggior precisione, prevede l'impiego di quattro trasduttori lineari induttivi a nucleo libero, due per lato del provino. Tali strumenti sono composti da un cilindro metallico cavo, contenente la cella di spostamento, al cui interno si inserisce una bacchetta rigida avente un bulbo metallico all'estremità. La cella rileva lo spostamento del bulbo ed è sufficiente rendere l'una coerente con il calcestruzzo e l'altro con l'isolante per rilevare lo scorrimento relativo.

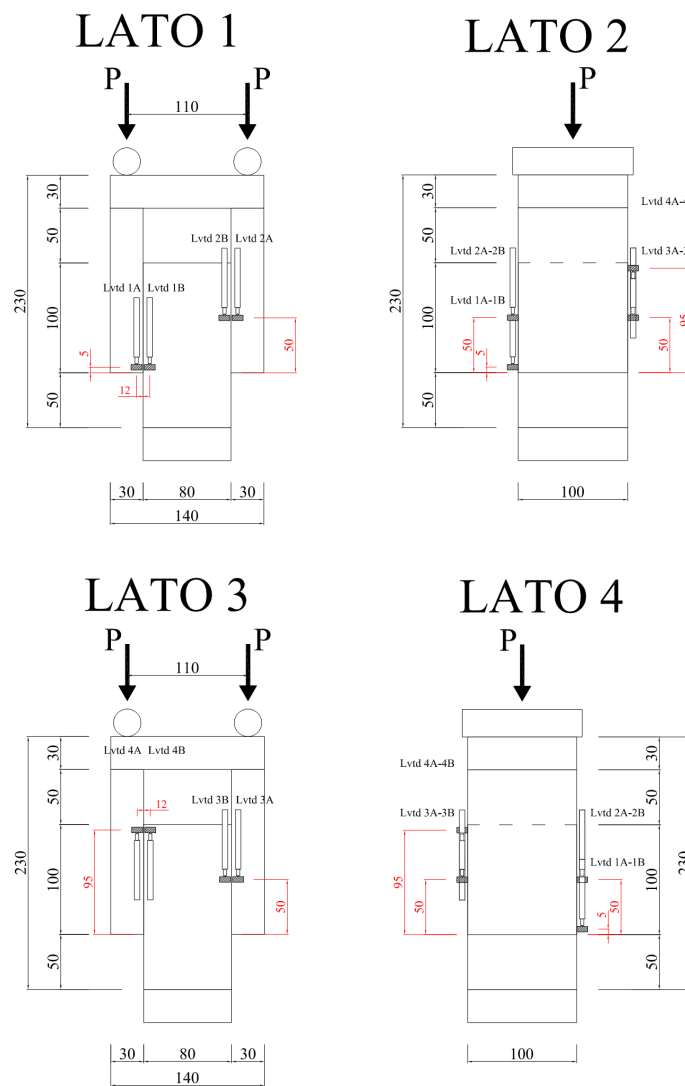


Figura 9.11: Sezioni della configurazione di carico e di misurazione dei provini di Push-off

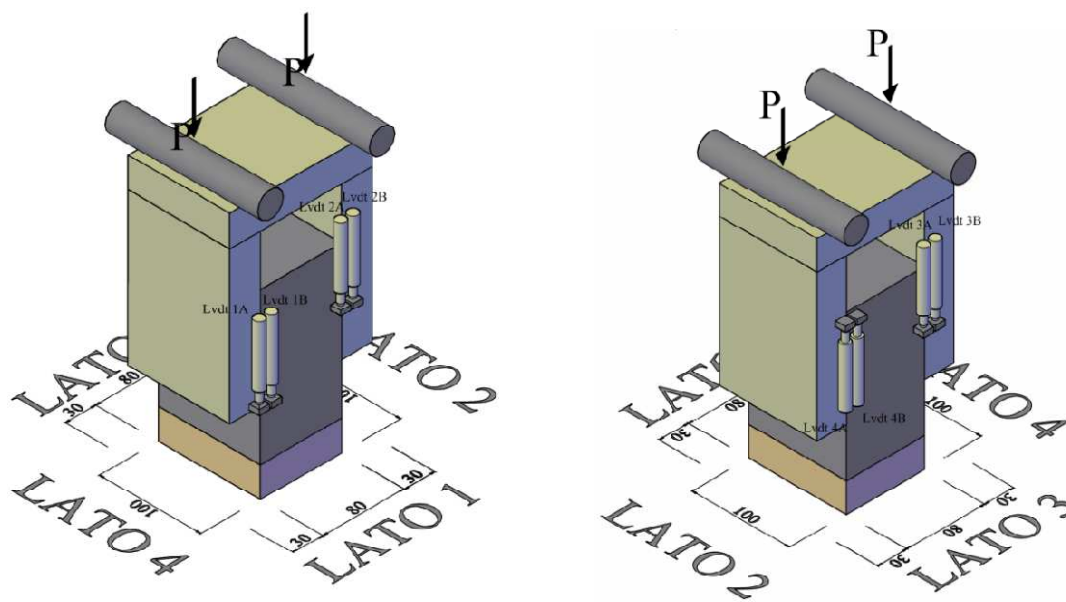


Figura 9.12: Modelli 3D della configurazione di carico e di misurazione dei provini di Push-off

9.3.4 Analisi numeriche

Dopo aver determinato la geometria ottimale, si sono analizzate le risposte dei provini al variare dei parametri meccanici degli adesivi. Per avere un comportamento più realistico si è scelto di modellare un *Provino 4*, nel quale si è sostituito il contatto rigido, utilizzato nella fase progettuale, con una linea di contatto composta da elementi lineari di interfaccia di tipo *membrane* (Fig. 9.14).

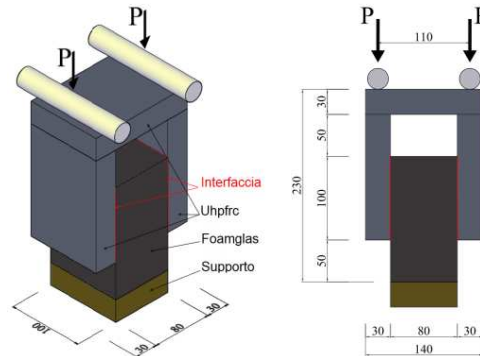


Figura 9.13: Provino 4: a) modello 3D; b) sezione; c) Fessurazione al collasso

Questi elementi simulano in modo migliore il comportamento dell'adesivo attraverso l'introduzione di un legame perfettamente elastico con rigidità longitudinale K_n [N/mm³] e rigidità trasversale K_t [N/mm³], valutate rispettivamente come rapporto tra il Modulo elastico E e lo spessore del contatto e tra il Modulo di taglio G e lo spessore del contatto (9.1-9.2):

$$\left\{ \begin{aligned} K_n &= \frac{E}{t} & (9.1) \\ K_t &= \frac{G}{t} & (9.2) \end{aligned} \right.$$

Con:

- E Modulo elastico della resina [MPa]
- G Modulo di Taglio della resina [MPa]
- t Spessore del contatto [mm]

La geometria è stata modellata e discretizzata con *Midas FX+ 2.1* attraverso una mesh composta da 6300 elementi quadrati *Plane Stress CQ16M* di dimensioni 2 mm x 2 mm, da 100 elementi di interfaccia *CL12I* a 3+3 nodi lunghi 2 mm e da 19602 nodi.

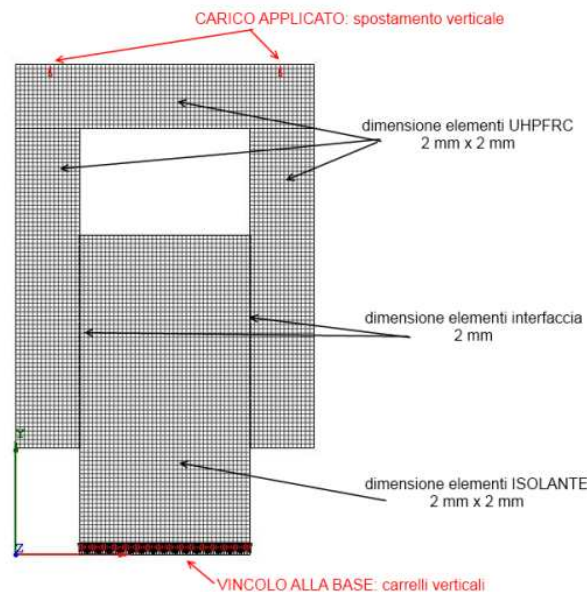


Figura 9.14: Mesh per l'analisi FEM del provino di aderenza

Si è ipotizzato uno spessore medio dell'adesivo pari a 2 mm e si sono svolte analisi non lineari di tipo fessurativo fino al collasso dell'elemento. Inizialmente l'interfaccia è stata modellata introducendo l'unica rigidità nota, fornita dalla *Mapei S.p.A.* per la resina *Adesilex PG1*, pari a 6000 MPa. Ipotizzando il materiale isotropo, con coefficiente di Poisson pari a 0.3, è stato possibile ricavare anche la corrispondente rigidità a taglio G . Il comportamento della resina *Norphen PU* non può essere modellato univocamente, dato che il fornitore non definisce la rigidità come "media"; si è scelto quindi di svolgere due analisi riducendo ogni volta di un ordine di grandezza la rigidità, cioè $E = 600$ MPa e $E = 60$ MPa, per definire un intervallo all'interno del quale dovrebbe collocarsi il comportamento reale dell'adesivo. Per entrambi gli adesivi non è stato assegnato un limite alle deformazioni, ma si è ipotizzato un legame di bond-slip infinitamente elastico; questo perché non sono note le resistenze ultime del materiale e perché si prevede che il distacco avverrà per rottura lato isolante. Infine si è svolta un'analisi analoga per il provino con lo strato intermedio in polistirene. In Tab. 9.2 sono riportati i parametri che distinguono le diverse analisi.

Analisi n°	Isolante	Contatto	Spessore [mm]	Rigidità E [MPa]	Coeff. di Poisson	Rigidità G [MPa]	Rigidità K_n [N/mm ³]	Rigidità K_t [N/mm ³]
1	Foamglas	Adesilex PG1	2	6000	0.3	2307.7	3000.00	1153.85
2	Foamglas	Norphen PU	2	600	0.3	230.8	300.00	115.38
3	Foamglas	Norphen PU	2	60	0.3	23.1	30.00	11.54
4	Polistirene	Rigido	/	/	/	/	/	/

Tabella 9.4: Parametri del contatto introdotti nelle diverse analisi FEM

Per ciascuna analisi è stato ricavato il diagramma Carico-Spostamento, valutato nel punto di applicazione del carico, e l'andamento Bond-Slip di tre punti diversi (Fig. 9.16), valutato come la differenza di spostamento verticale di due punti A e B come previsto dal set-up della prova reale. Nei paragrafi che seguono sono riportati anche gli andamenti dello sforzo di taglio e dello scorrimento in corrispondenza della linea di contatto e la pressione verticale alla base del provino per le condizioni di carico più significative.

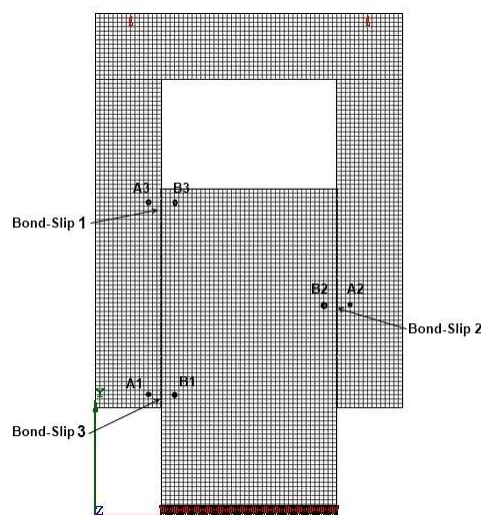


Figura 9.15: Posizione in cui sono stati valutati gli spostamenti relativi dell'andamento Bond-Slip

9.3.4.3 Analisi 1: rigidezza pari a $E=6000 \text{ MPa}$

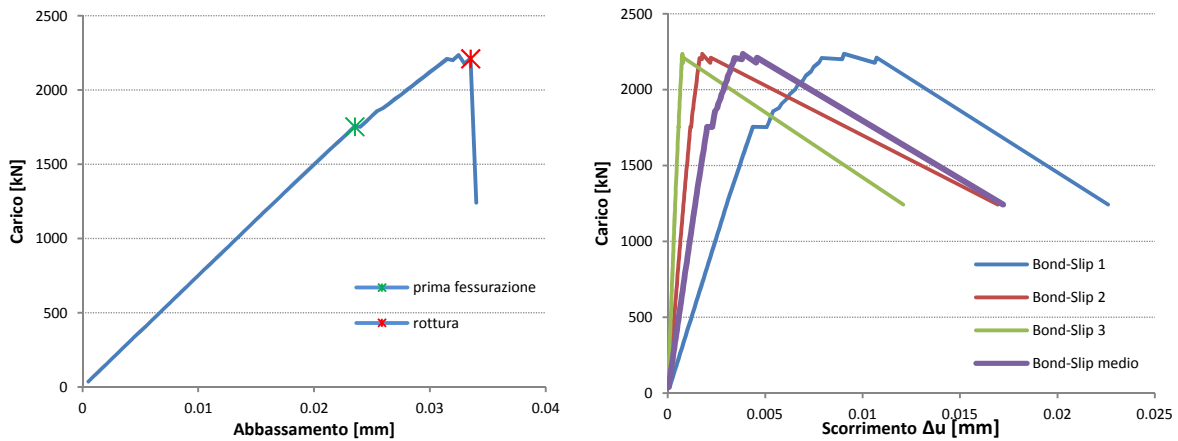


Figura 9.16: Analisi 1: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip

Per il carico pari a 1754 N si perde parte della congruenza tra calcestruzzo e *Foamglas*[®], a causa della formazione della prima fessura al lembo inferiore del contatto (Fig. 9.18a). La fessura risale lungo la linea che divide i due materiali fino a portare al completo collasso in corrispondenza del carico di 2211 N (Fig 9.18b). Come è evidenziato dagli andamenti Bond-Slip la rottura è di tipo fragile e lo scorrimento relativo cresce all'abbassarsi del punto in cui viene valutato.

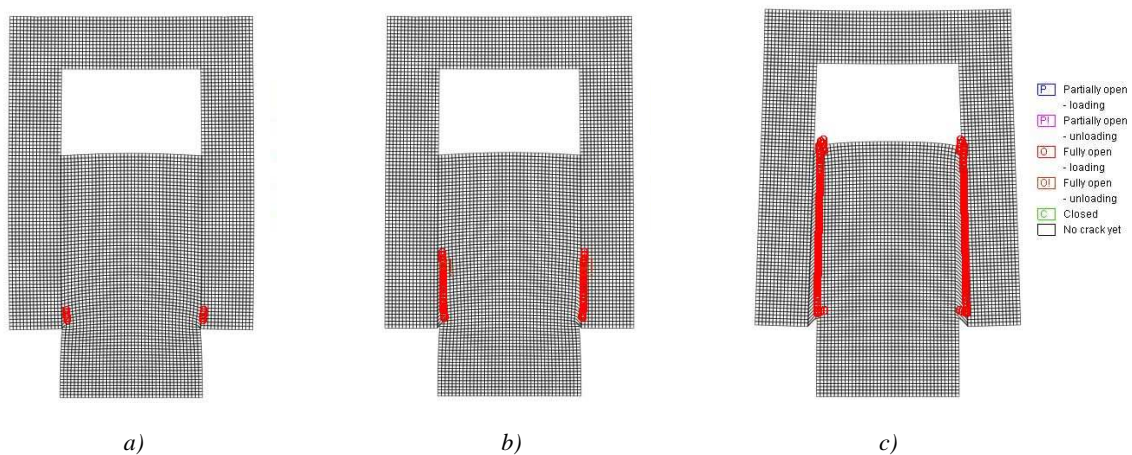


Figura 9.17: Panorama fessurativo: a) prima fessurazione a 1754N; b) pre-picco a 2176 N; c) post-picco e collasso a 2211 N

La configurazione geometrica e le condizioni di carico adottate inducono in ogni caso una leggera flessione che si manifesta nell'andamento lineare crescente degli sforzi di taglio lungo la linea di contatto e nel picco locale all'altezza del bordo inferiore della lastra (Fig 9.19).

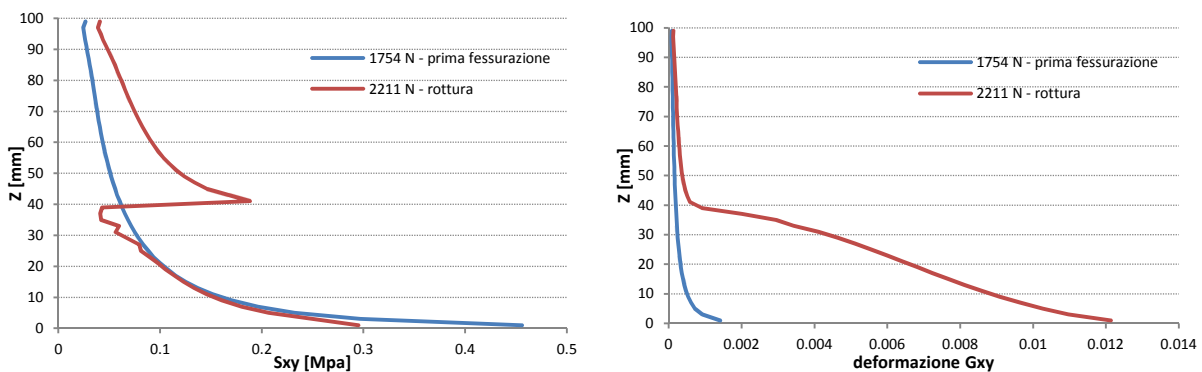


Figura 9.18: Analisi 1: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura

La scelta di valutare gli scorrimenti relativi in 3 punti distinti lungo la linea di contatto ha lo scopo di mitigare i disturbi tensionali e deformativi legati a questo contributo flessionale indesiderato.

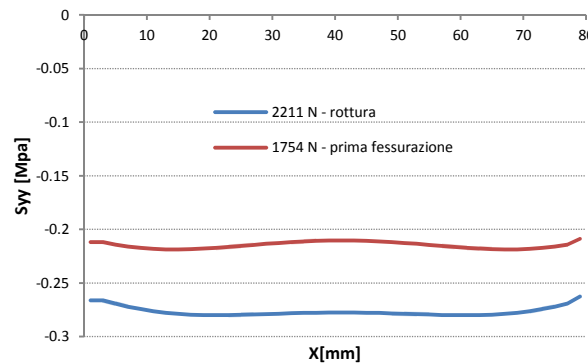


Figura 9.19: Analisi 1: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura

Come è mostrato in Fig. 9.20 gli sforzi di compressione alla base del provino al momento della rottura non superano il valore di 0,3 MPa, come esplicitamente richiesto al momento della progettazione dell'elemento.

9.3.4.4 Analisi 2: rigidità pari a E=600 MPa

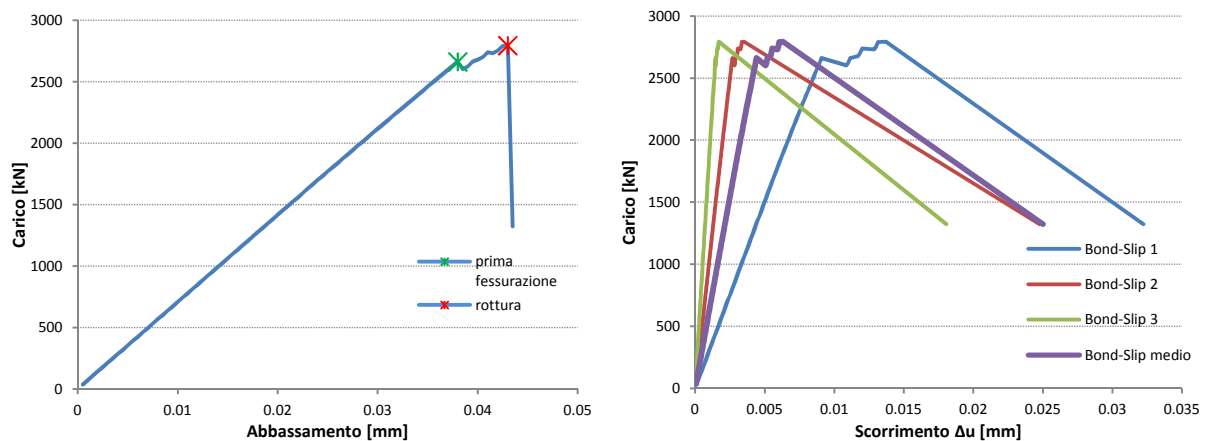


Figura 9.20: Analisi 2: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip

Riducendo la rigidità del contatto, i meccanismi descritti per l'analisi 1 si attivano con sequenza identica, ma per valori di carico superiori: la prima fessurazione avviene per 2662 N e il collasso per 2794 N. Diminuisce però la differenza di carico tra le due situazioni, segnale che la fessura si diffonde con velocità maggiore rispetto a quanto avviene per un adesivo più rigido.

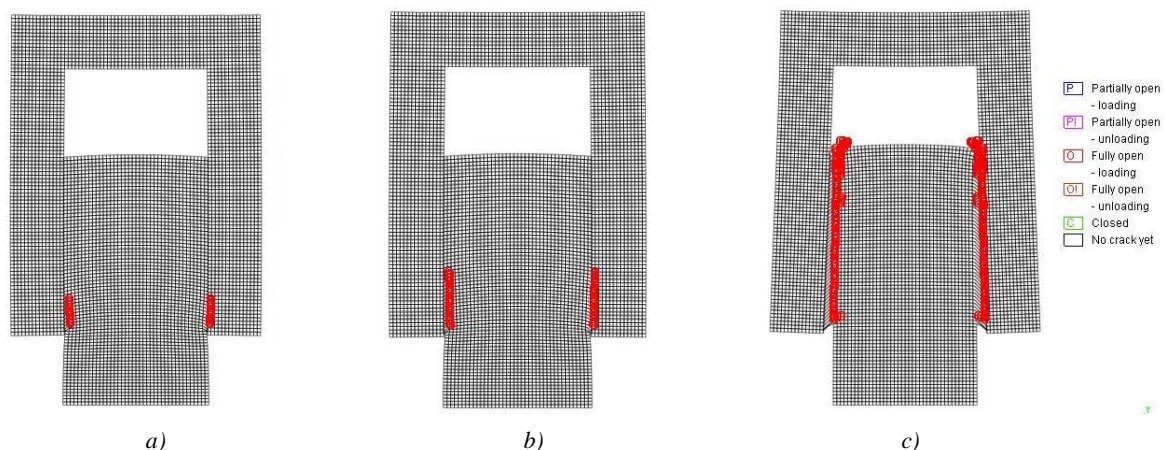


Figura 9.21: Panorama Fessurativo: a) prima fessurazione a 2662 N; b) pre-picco a 2790 N; c) post-picco e collasso a 2794 N

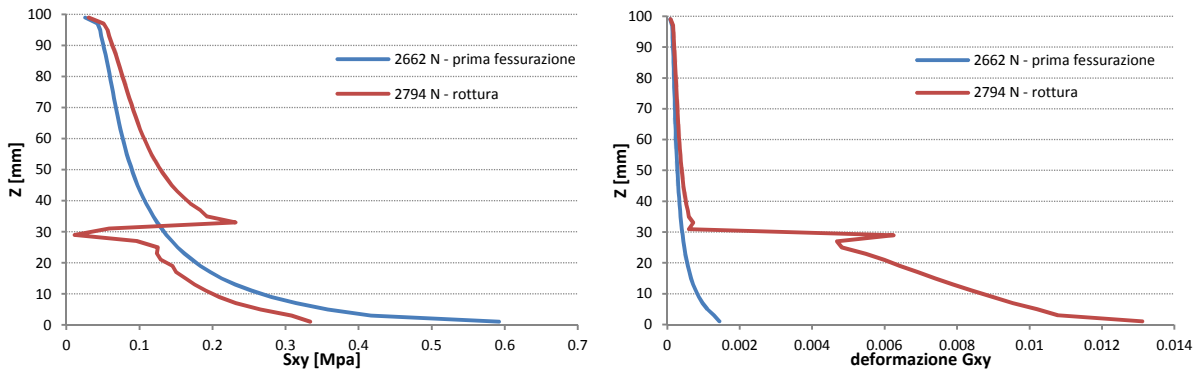


Figura 9.22: Analisi 2: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura

Anche in questo caso si riscontra il picco locale di sforzo tagliante all'estremo inferiore del contatto e si nota che gli scorrimenti subiscono un brusco aumento in corrispondenza della diffusione instabile della fessura nel vetro cellulare.

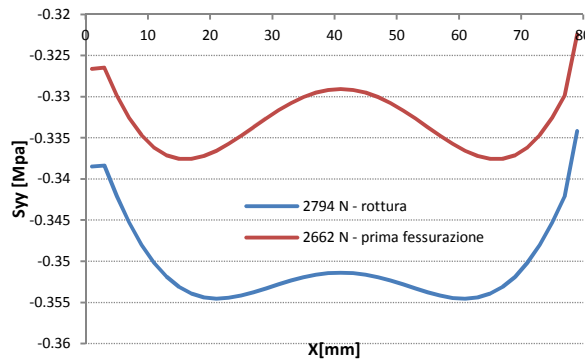


Figura 9.23: Analisi 2: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura

All'aumento di carico sopportato corrisponde un aumento anche della sollecitazione alla base del provino la quale, non superando il valore di 0.36 MPa, si mantiene ben al di sotto del valore di resistenza massima di 0,8 MPa.

9.3.4.5 Analisi 3: rigidezza pari a E=60 MPa

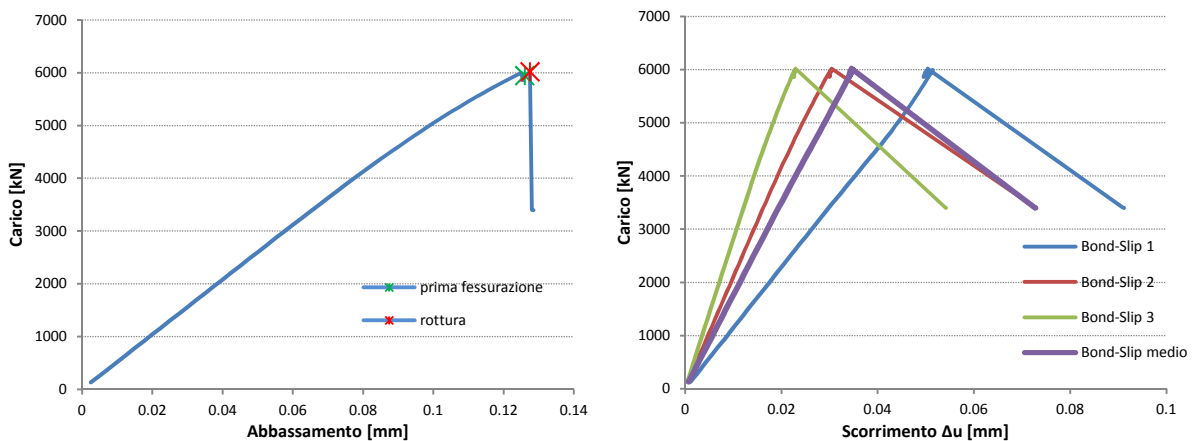


Figura 9.24: Analisi3: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip

L'ulteriore diminuzione di rigidezza comporta un notevole aumento del carico di attivazione della prima fessura e del carico ultimo del provino, ma anche un loro forte avvicinamento: la prima fessura si attiva a 5945 N e la rottura avviene per 6019 N.

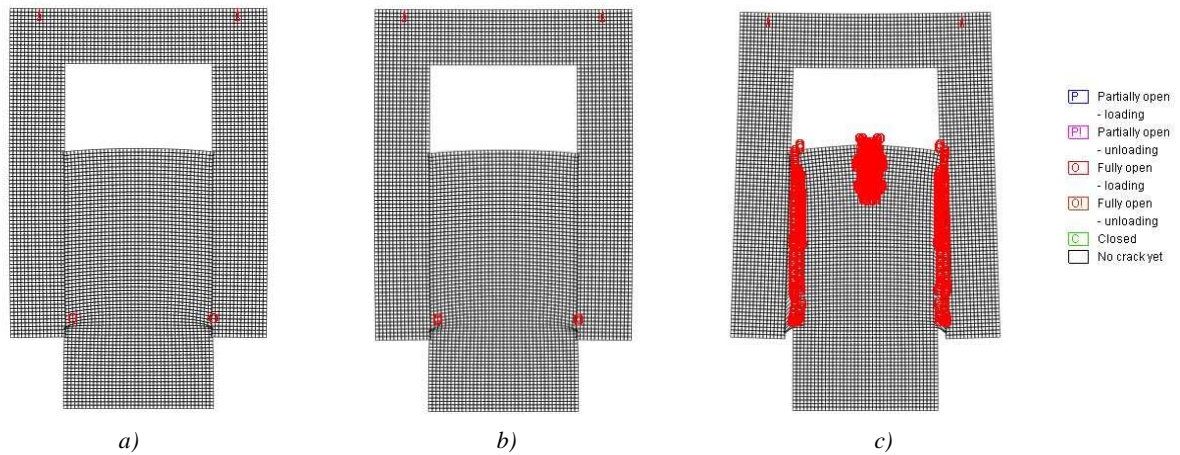


Figura 9.25: Configurazione fessurativa: a) prima fessurazione a 5945 N b) pre-picco a 5970 N c) post-picco e collasso a 6019 N

Il panorama fessurativo conferma la repentina diffusione instabile delle fessure e mostra come con questi parametri dell'adesivo si raggiunga una situazione limite, in cui la rottura avviene contemporaneamente sia per taglio lungo la linea di contatto che per trazione al lembo superiore del blocco in *Foamglas®*.

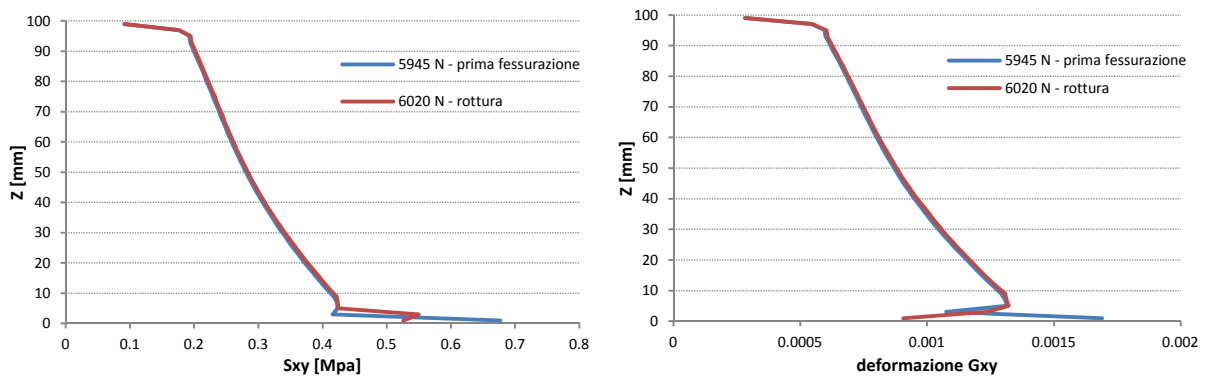


Figura 9.26: Analisi 3: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura

Gli sforzi di taglio all'interfaccia seguono un andamento più lineare e il picco all'estremità inferiore è meno vistoso, mentre gli sforzi di compressione alla base confermano ulteriormente la situazione di pieno sfruttamento delle potenzialità geometriche del provino poiché la massima sollecitazione è prossima al valore della resistenza ultima del materiale.

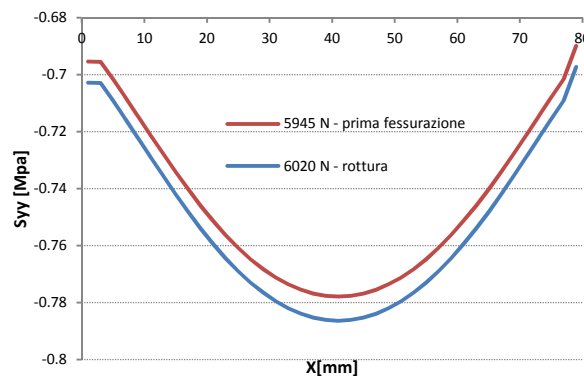


Figura 9.27: Analisi 3: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura

9.3.4.6 Analisi 4: contatto rigido con il polistirene

Se l'analisi 3 corrisponde alla condizione limite raggiungibile dal provino per attivare una rottura di taglio lungo il contatto tra i materiali, la sostituzione del blocchetto interno in *Foamglas*[®] con il polistirene, meno performante, porta a risultati molto diversi rispetto a quelli descritti finora.

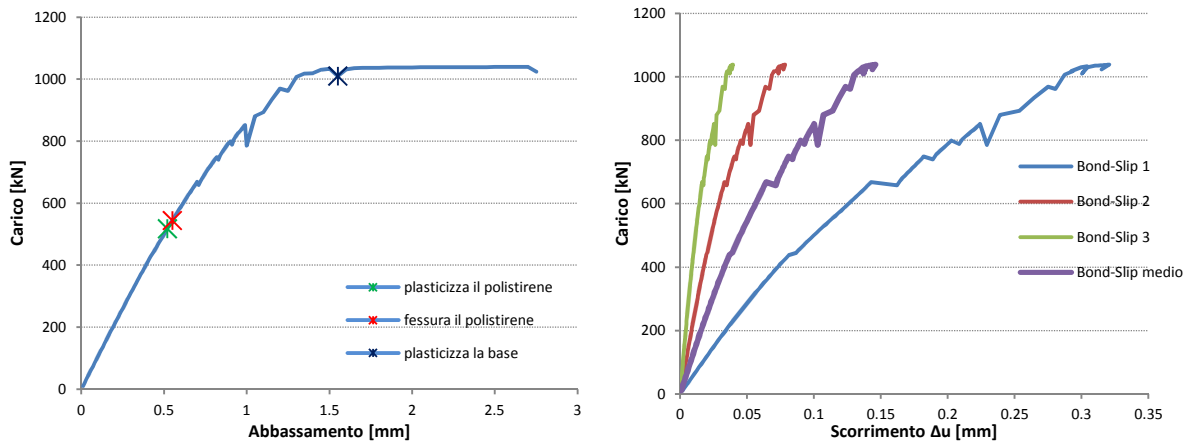


Figura 9.28: Analisi 4: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip

Il polistirene incamera infatti energia deformandosi plasticamente. In questo modo limita la diffusione della fessura lungo il contatto (Fig. 9.26-9.27) e rende duttile l'andamento Carico –Spostamento.

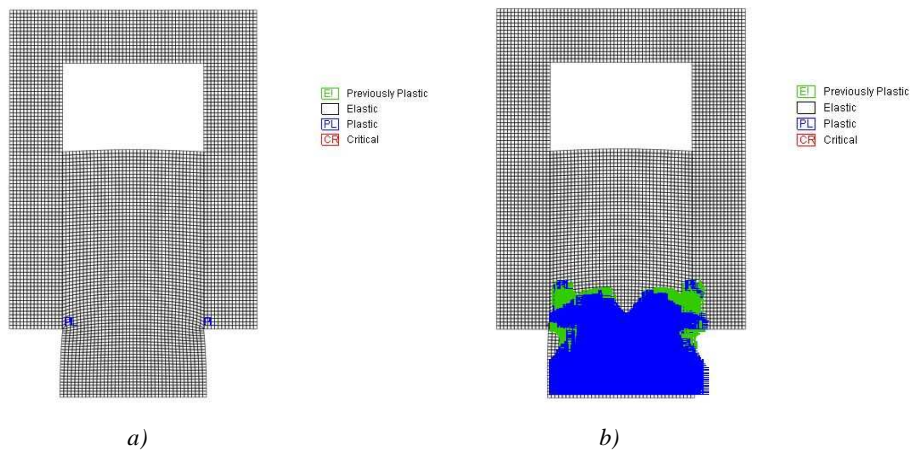


Figura 9.29: Panorama deformativo plastico: a) prima plasticizzazione a 178.5 N; b) plasticizzazione della base a 1010 N

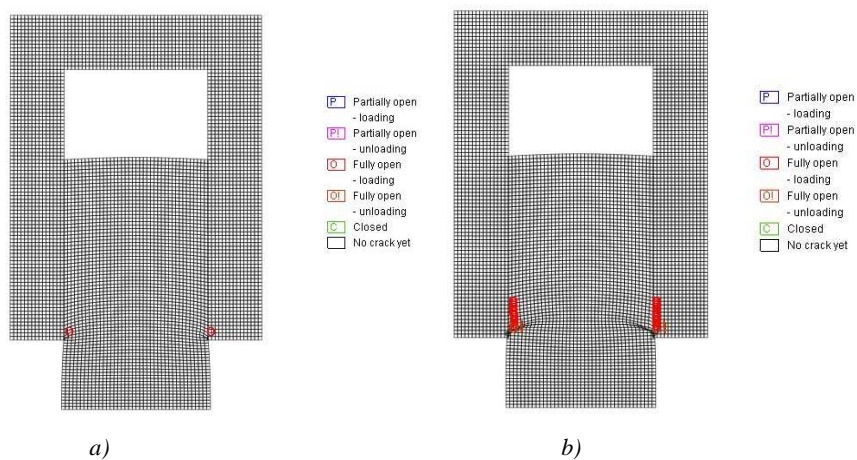


Figura 9.30: Panorama fessurativo: a) prima fessurazione a 455 N; b) fessurazione a 1010 N

Gli sforzi di taglio ed i relativi scorrimenti lungo il contatto sono simili a quelli ottenuti per i provini in vetro cellulare e mostrano anch'essi il picco localizzato all'estremità inferiore.

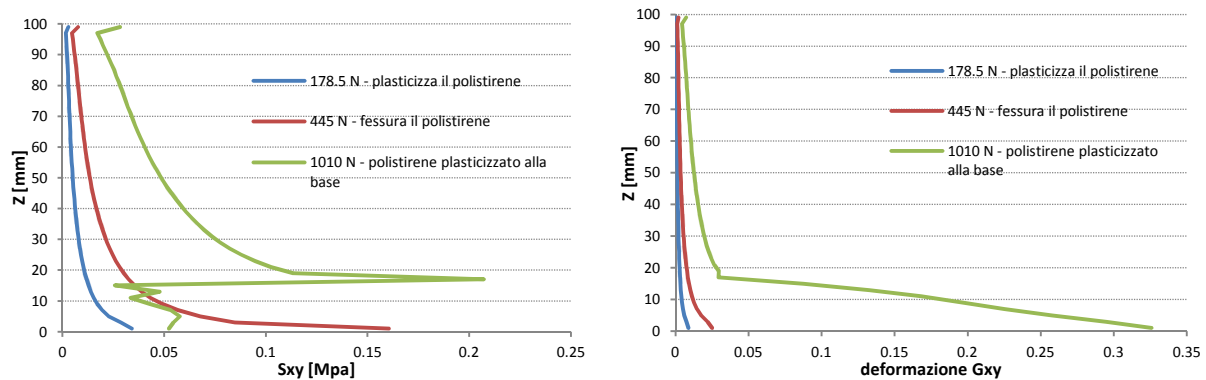


Figura 9.31: Analisi 4: Sforzi di taglio e scorrimento lungo il contatto al momento della prima fessurazione e della rottura

Gli andamenti degli sforzi S_{yy} alla base del provino mostrano invece come per il carico pari a 1010 N il polistirene raggiunga la sua resistenza massima a compressione. Il plateau rilevato successivamente nell'andamento Carico – Spostamento è legato quindi al comportamento a compressione elasto-plastico perfetto tipico di questa schiuma polimerica.

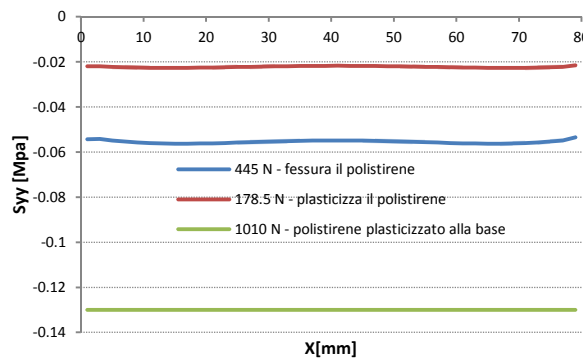


Figura 9.32: Analisi 3: Sforzi di compressione alla base del provino al momento della prima fessurazione e della rottura

9.3.4.7 Confronto dei Risultati

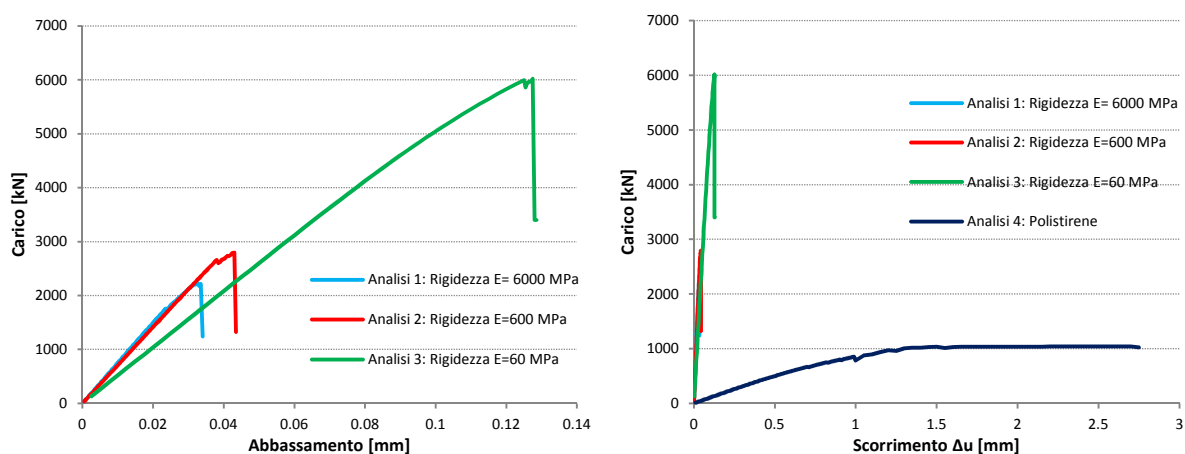


Figura 9.33: Confronto: Grafico Carico- Abbassamento e Grafico Bond-Slip

Confrontando il comportamento Carico-Scorrimento si nota come le pendenze delle curve ottenute per le rigidzze pari a 6000 MPa e 600 MPa siano pressoché identiche, e come la diminuzione di un ulteriore ordine di grandezza provochi il raddoppio del carico sopportato e una leggera diminuzione della pendenza della risposta. Se i dati ottenuti sui provini con strato interno in *Foamglas*[®] vengono confrontati con quelli

ricavati per il provino in polistirene, è immediato constatare che la minor rigidezza della schiuma polimerica influenza notevolmente il suo comportamento, il quale si dimostra duttile e in grado di sopportare spostamenti rilevanti grazie alle sue proprietà plastiche.

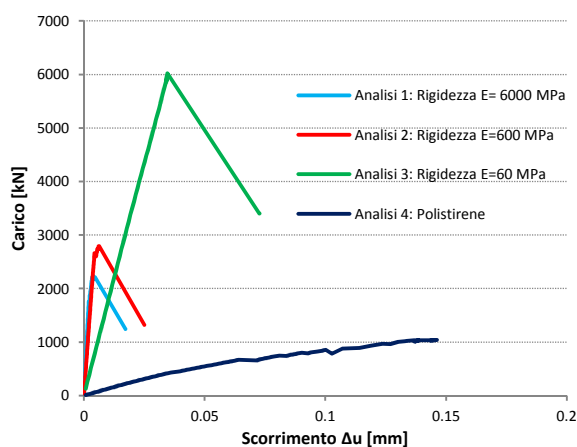


Figura 9.34: Confronto: Particolare del Grafico Bond-Slip

Quanto finora detto è confermato anche dagli andamenti Bond-Slip medi, i quali mostrano come il vetro cellulare abbia un comportamento rigido e perfettamente fragile a confronto dell'andamento più duttile e molto meno rigido del polistirene.

Le analisi a elementi finiti svolte mostrano come l'aderenza sia governata dalla resistenza a taglio e a trazione del materiale isolante, il quale si dimostra essere l'elemento più debole. Anche nelle condizioni di rigidezza più sfavorevoli per l'adesivo infatti la rottura insorge lungo la superficie del polistirene o del vetro cellulare. Per confermare quanto ricavato dalle analisi numeriche sarebbe utile procedere con la realizzazione dei test sui provini, ma a causa del malfunzionamento della macchina di prova non è stato possibile portare a termine la sperimentazione entro i termini di consegna di questo elaborato. Le prove e i confronti numerici saranno quindi realizzati in una fase successiva.

Caratterizzazione dei travetti Sandwich

La scelta di realizzare travetti sandwich di superficie $600 \times 150 \text{ mm}^2$ nasce dall'esigenza di conoscere la capacità portante di questa specifica stratigrafia eseguendo dei test su elementi che potessero essere prodotti e movimentati con maggiore facilità, e i cui set-up di prova possano essere allestiti comodamente all'interno di un laboratorio. A partire dai dati ricavati per queste analisi si riesce infatti a ricavare, in fase successiva, l'andamento qualitativo del Momento-Curvatura e la capacità portante di coppella di dimensioni $2 \text{ m} \times 2,5 \text{ m}$. A patto di tenere in considerazione tutti gli eventuali meccanismi che dipendono dalla forma e dalle dimensioni degli elementi. Nei paragrafi che seguono saranno descritti nel dettaglio le modalità di produzione dei travetti sandwich e il set-up con cui verranno strumentati i provini.

10.1 Produzione dei travetti sandwich

In seguito agli inconvenienti dovuti al ritiro della matrice cementizia, descritti nel paragrafo 9.1, è stato necessario cambiare le modalità di produzione dei travetti sandwich in funzione del materiale impiegato per fornire l'isolamento termoacustico.

10.1.1 Prototipo 1: travetto sandwich con core in polistirene

I *Prototipi 1*, con *core* in polistirene, sono stati realizzati gettando la matrice direttamente sullo strato d'isolante, poiché questo è sufficientemente plastico da incamerare eventuali deformazioni da ritiro. La fabbricazione dei travetti è stata suddivisa in due fasi successive:

- Nella prima fase, svolta il 28 settembre 2011, si è posato lo strato di *TRC* sulla superficie superiore di una lastra di polistirene di dimensioni 600 x 150 x 80 mm³, preventivamente inserita all'interno dei casseri UNI, come già descritto nel Capitolo 7. Gli elementi così ottenuti sono stati scasserati il giorno e sono stati posti in camera umida, a T=20 °C e umidità superiore al 90%. Per uniformare lo scambio di acqua con l'ambiente esterno di entrambe le facce si è poggiato sulla superficie libera del *TRC* un altro strato di polistirene.

Strato inferiore in TRC dei travetti sandwich con core in Polistirene											
Getto		Travetti			Tempo						
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale	
28/09/2011	1,5	2	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min	
28/09/2011	1,5	1	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min	

Tabella 10.1: Tempi di miscelazione della matrice TRC per il getto dello strato inferiore del Prototipo 1

- Nella seconda fase, svolta il 7 luglio 2011, i travetti parziali sono stati reinseriti nei rispettivi casseri, orientando la faccia libera dell'isolante verso l'alto, e su di questa si è gettata la matrice fibrorinforzata ad alte prestazioni, confezionata secondo le modalità riportate in Tab. 10.2. In questo modo si completa il travetto sandwich con lo strato superiore in *UHPFRC* con fibre orientate (Fig. 10.1).

Strato superiore in UHPFRC dei travetti sandwich con core in Polistirene											
Getto		Travetti			Tempo						
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale	
07/10/2011	30	3	Strutturali	Scivolo PVC	1 min lento 2 min veloce	fermo	13 min	1 min	5 min veloce	22 min	

Tabella 10.2: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto dello strato superiore del Prototipo 1



Figura 10.1: Fasi di realizzazione dei travetti con core in polistirene

10.1.2 Prototipo 2: travetto sandwich con core in *Foamglas*[®]

Come accennato nel paragrafo precedente, si è scelto di realizzare i travetti sandwich con *core* in *Foamglas*[®] producendo separatamente i diversi strati e componendoli successivamente con la resina. Le lastre in *UHPFRC* e *TRC*, le cui caratteristiche di getto sono riportate in Tab. 10.3 e 10.4, sono state prodotte con le medesime procedure descritte nei capitoli precedenti. Le lastre di vetro cellulare sono state invece ritagliate direttamente dai pannelli 600 x 450 x 80 mm³ forniti dal produttore.

Strato inferiore in TRC dei travetti sandwich con core in <i>Foamglas</i> [®]										
Getto		Travetti			Tempo					
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale
30/06/2011	1,5	2	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min
05/07/2011	1,5	2	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min
06/07/2011	1,5	2	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min
07/07/2011	1,5	2	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min
28/07/2011	1,5	1	Lastra TRC	Rullo	1 min lento	fermo	1 min lento 1 min veloce	Lento a piacere	5 min lento 2 min veloce	10 min

Tabella 10.3: Tempi di miscelazione della matrice TRC per il getto dello strato inferiore del Prototipo 2

Strato superiore in UHPFRC dei travetti sandwich con core in <i>Foamglas</i> [®]										
Getto		Travetti			Tempo					
Data	Litri	n°	Tipo	Metodo	Fase 1	Fase 2	Fase 3	Fase 4	Fase 5	Totale
12/07/2011	30	8	Strutturali	Scivolo PVC	1 min lento 2 min veloce	fermo	12 min	1 min	3 min veloce	19 min
22/07/2011	30	1	Strutturali	Scivolo PVC	1 min lento 2 min veloce	fermo	12 min	1 min	3 min veloce	19 min

Tabella 10.4: Tempi di miscelazione della matrice UHPFRC per il getto dello strato superiore del Prototipo 2

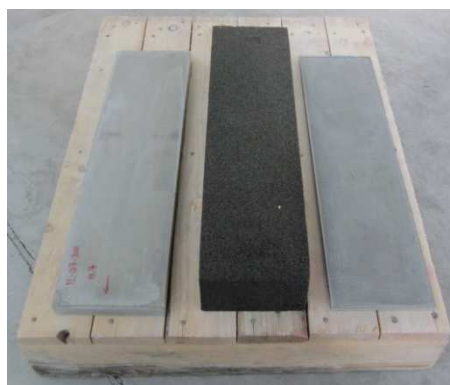


Figura 10.2: Lastre in UHPFRC, *Foamglas*[®] e TRC prima dell'assemblaggio

Il 28 ottobre 2011 ha avuto luogo la fase di assemblaggio degli strati seguendo un approccio il più possibile uniforme; anche se, a causa delle diverse procedure proposte nelle schede tecniche e della differente lavorabilità delle due resine, è stato necessario modificare alcuni passaggi. Poiché entrambi gli adesivi sono bicomponenti, la prima fase prevede la pesatura delle due parti e la loro miscelazione con un frustino elettrico.

L'impiego della resina epossidica Adesilex PG1 nella realizzazione dei provini d'aderenza ha permesso di maturare una certa esperienza nella gestione di questo adesivo, caratterizzato da un rapporto tra i componenti di 3 a 1, da una buona lavorabilità e da tempi di indurimento rapidi. A causa di quest'ultimo aspetto, si è preferito pesare ogni volta le quantità di colla necessarie per ottenere uno strato di 2 mm e procedere immediatamente alla sua applicazione. Per realizzare uno strato di questo spessore, su una superficie di $600 \times 150 \text{ mm}^2$, servono 306 g di colla, rispettivamente suddivisi in 230 g di componente A e 76 g di componente B (Fig. 10.3a).

Dopo aver miscelato le due parti all'interno di un baker di plastica, il composito è stato spalmato con una spatola sulla superficie interna della lastra di TRC, preventivamente pulita, fino ad ottenere uno strato di spessore omogeneo (Fig. 10.3b). La lastra così lavorata è stata appoggiata su una superficie piana, e su di essa è stato poggiato lo strato di isolante; per favorire la fuoriuscita di eventuali bolle d'aria, e migliorare la qualità del contatto, è stato posto un peso superiormente al *Foamglas*[®] (Fig. 10.3c). Mentre il primo strato di colla si induriva, si è ripercorsa la stessa procedura di pesatura e di applicazione anche per lo strato superiore in UHPFRC, il quale è stato posto sulla superficie libera dell'isolante a completamento del travetto sandwich (Fig.10.3d).

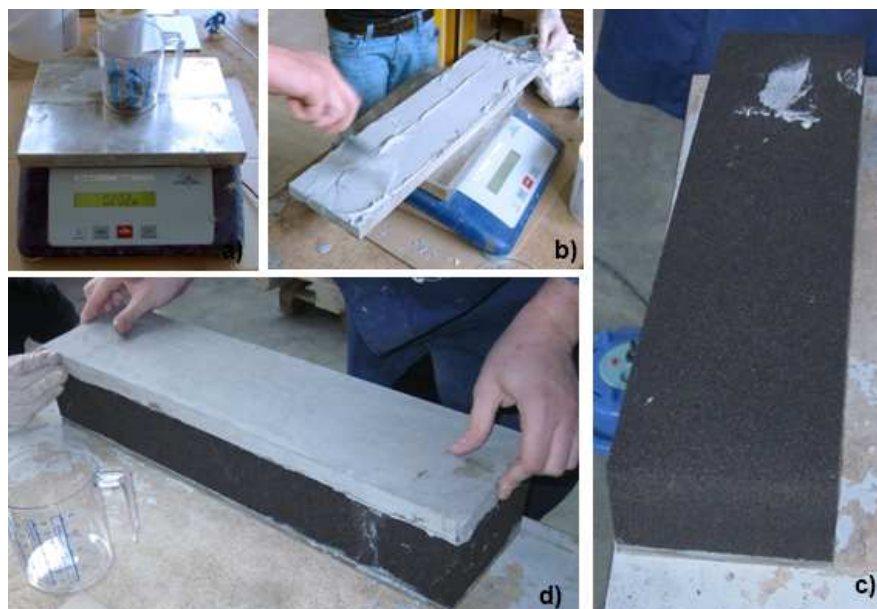


Figura 10.3:Fasi di realizzazione del Prototipo 2 con resina Adesilex PG1

La scelta di applicare la colla sulle superfici del calcestruzzo che non sono state a diretto contatto con il cassero potrebbe essere causa di una minore qualità del contatto. Queste superfici hanno infatti un grado di finitura peggiore rispetto alle facce opposte, causato dalla fuoriuscita di alcune bolle dell'aria durante le fasi immediatamente successive al getto, e presentano anche un leggero aumento di spessore lungo il perimetro esterno, dovuto alla risalita della matrice lungo i bordi laterali del cassero. Questa scelta applicativa è dettata dalla volontà di realizzare i travetti in conformità con quanto accadrebbe nella produzione di una coppella reale in stabilimento, per la quale la faccia con la migliore finitura superficiale è rivolta verso l'esterno.

La resina epossi-poliuretana *Norphen PU* ha un rapporto tra le componenti di 8 a 1 e ha tempi di indurimenti più lunghi rispetto all'altro incollante. L'applicazione di questo adesivo è più difficoltosa rispetto a quanto descritto in precedenza poiché, a causa della sua bassa viscosità, tende a fuoriuscire dalla superficie e a colare lungo le superfici laterali. Ciononostante è possibile migliorare la lavorabilità del composito introducendo il 3-4% in peso di polvere di silice inerte, la quale addensa l'adesivo, fino a una consistenza simile a quella della resina *Adesilex PG1*, senza modificarne le proprietà meccaniche.

Dato che l'adesivo si mantiene comunque più liquido, alla quantità di colla necessaria a realizzare lo strato di 2 mm è stata aggiunta anche la parte che serve a saturare i pori superficiali del *Foamglas*[®]. I tempi di indurimento più lunghi consentono di pesare direttamente le quantità necessarie per ottenere due strati, cioè 330 g di colla, di cui 291 g di componente A e 37 g di componente B, a cui sono stati aggiunti successivamente 15 g di polvere di silice (Fig. 10.4a). Lo strato di isolante è stato poggiato su una bilancia e, sulla superficie libera, è stato spalmato l'adesivo, fino a raggiungere il peso necessario a realizzare il primo strato. A questo punto il *Foamglas*[®] è stato capovolto e messo a contatto con la lastra di *TRC* poggiata su una superficie piana (Fig. 10.4c). La restante parte della colla è stata distribuita omogeneamente sulla superficie superiore dello strato di isolante e, successivamente, si è applicato lo strato superiore in *UHPFRC*, sfruttando il suo peso proprio per migliorare la distribuzione della colla lungo tutta la superficie (Fig. 10.4e). Il travetto sandwich è così completato e ci si limita a eliminare la colla in eccesso che fuoriesce dai lati.

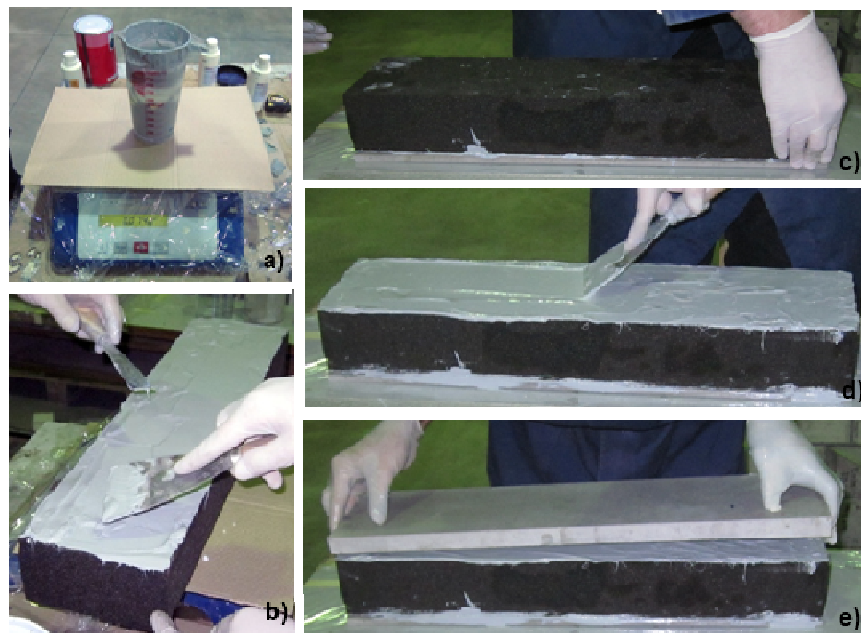


Figura 10.4: Fasi di realizzazione del Prototipo 2 con resina Norphen PU

Entrambe le colle necessitano di 7 giorni per polimerizzare completamente e garantire la massima capacità resistente. I travetti sandwich sono stati quindi stoccati in condizioni igrotermiche controllate in modo da raggiungere la piena maturazione ed essere pronti per i test (Fig. 10.5).



Figura 10.5: Prototipo 2 completo con: a) Adesilex PGI; b) Norphen PU

10.2 Le prove meccaniche

Il comportamento flessionale dei travetti sandwich è determinato attraverso test a flessione su quattro punti presso il *Laboratorio prove Materiali del Dipartimento di Ingegneria Strutturale*. Le prove sono eseguite in controllo di spostamento dell'attuatore della pressa elettromeccanica *Instron*, con portata massima di 100 kN, e la trasmissione del carico all'elemento strutturale avviene attraverso due coltelli di carico cilindrici. Il sistema di appoggio è formato da due cilindri entrambi liberi di ruotare sul proprio asse e trasversalmente. I due cilindri inferiori distano tra loro 450 mm mentre i cilindri superiori, o coltelli di carico, distano tra loro 150 mm e sono equidistanti rispetto ai cilindri di supporto (Fig. 10.6).

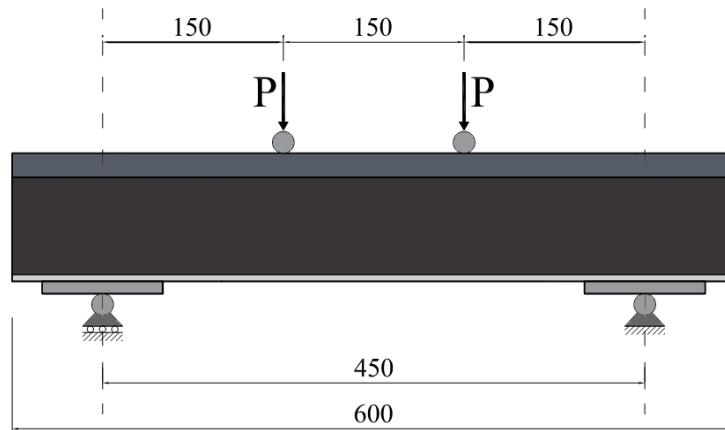


Figura 10.6: Schema di carico del travetto sandwich

10.2.1 Le piastre di diffusione

Nella sperimentazione di [1] sui travetti sandwich era stato necessario introdurre due piastre metalliche in corrispondenza degli appoggi, per migliorare la distribuzione della forza reattiva dei vincoli ed evitare così rotture per taglio o effetti di schiacciamento locale lungo la faccia inferiore del TRC. Per individuare che tipo di piastre adottare per le prove descritte in questo Capitolo sono state effettuate delle analisi non lineari con *TNO Diana 9.2*. Si è svolta preliminarmente l'analisi su un travetto privo di piastre di diffusione, per valutare l'entità delle deformazioni locali, e i risultati ottenuti sono stati paragonati con quelli ricavati da altre sei analisi, condotte facendo variare la lunghezza delle piastre tra 70 mm e 100 mm, e lo spessore tra 5 mm, 10 mm e 15 mm. Per ogni geometria delle lastre metalliche sono stati estrapolati gli sforzi che insorgono negli elementi di mesh che compongono l'ultimo strato di isolante a contatto con il TRC (Fig. 10.7). Questi dati sono stati elaborati con curve di involuppo di sforzo massimo e minimo, di compressione verticale (Fig. 10.8) e degli sforzi di taglio (Fig. 10.9), in funzione del carico applicato all'intera struttura.

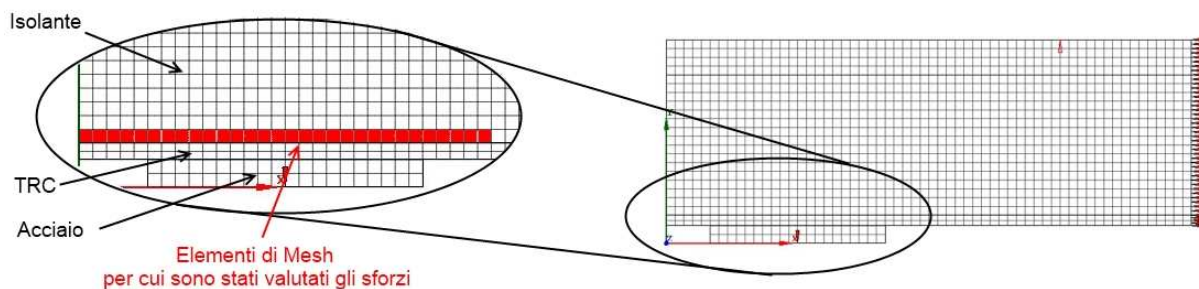


Figura 10.7: Particolare della parte di mesh in cui si valutano gli sforzi di compressione e taglio

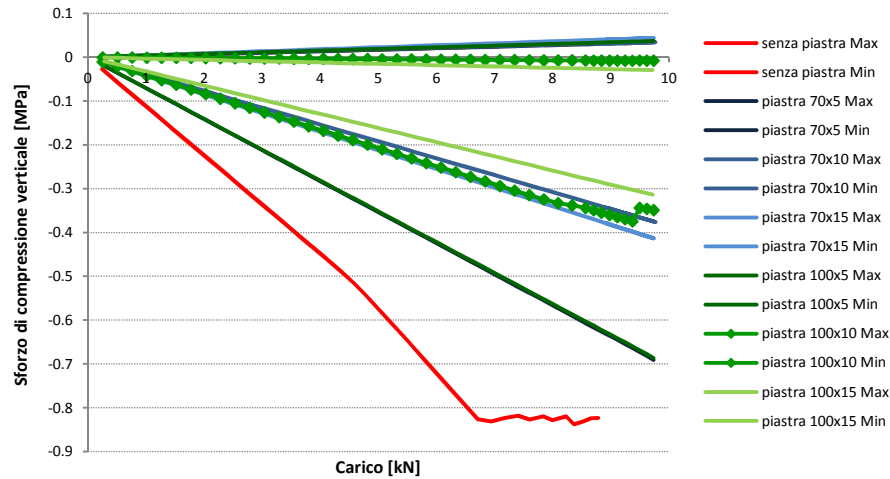


Figura 10.8: Curve di involucro degli sforzi di compressione verticale in funzione del carico per le diverse piastre

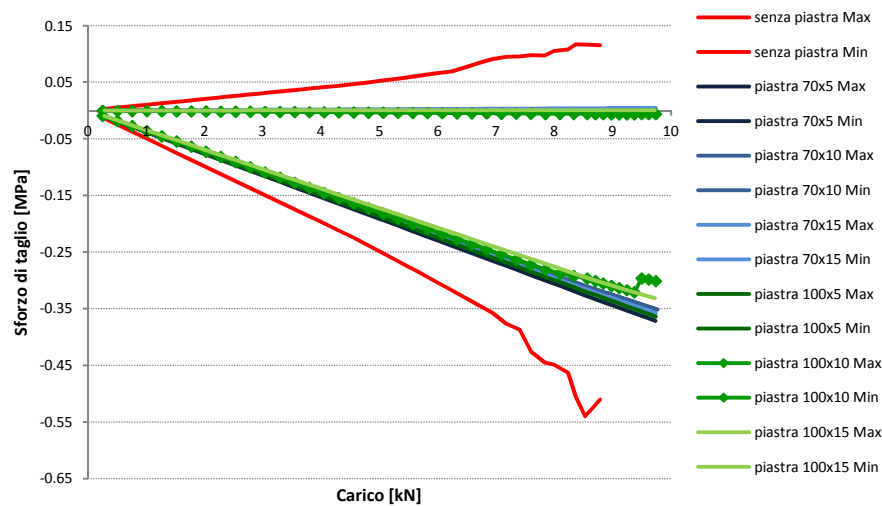


Figura 10.9: Curve di involucro degli sforzi di taglio in funzione del carico per le diverse piastre

Le curve in rosso confermano che la mancanza delle piastre metalliche all'appoggio provoca una concentrazione degli sforzi nel *TRC* e causa una rottura prematura per taglio del materiale isolante. La presenza invece delle piastre migliora la diffusione degli sforzi e modifica il meccanismo di rottura, che avviene per flessione con fessurazione in mezzeria dello strato intermedio. La presenza della piastra tende però a irrigidire il comportamento dei travetti poiché riduce la sua luce di libera inflessione. La scelta della dimensione e dello spessore delle piastre è quindi un compromesso tra il bisogno di limitare gli sforzi di compressione e di taglio a poco più della metà della resistenza del materiale, e la necessità di mantenere basso il contributo irrigidente che le piastre provocano sull'intero elemento. La soluzione migliore risulta essere la piastra lunga 100 mm e spessa 10 mm, identica a quella utilizzata in [1]. Come mostrato nei grafici tali piastre diffondono meglio rispetto a quelle di spessore 5 mm e si comportano in modo praticamente identico a quelle da 15 mm, ma apportano un contributo irrigidente inferiore rispetto a quest'ultime.

10.2.2 Il set-up di prova

Il sistema di misurazione degli spostamenti prevede l'impiego di due tipi diversi di trasduttori lineari induttivi (LVDT): gli *HBM W5TK*, che hanno una corsa massima di 10 mm, e gli *HBM W1EL* a nucleo libero, che hanno invece una corsa di 2 mm.



Figura 10.10: LVDT HBM W5TK durante le operazioni di taratura



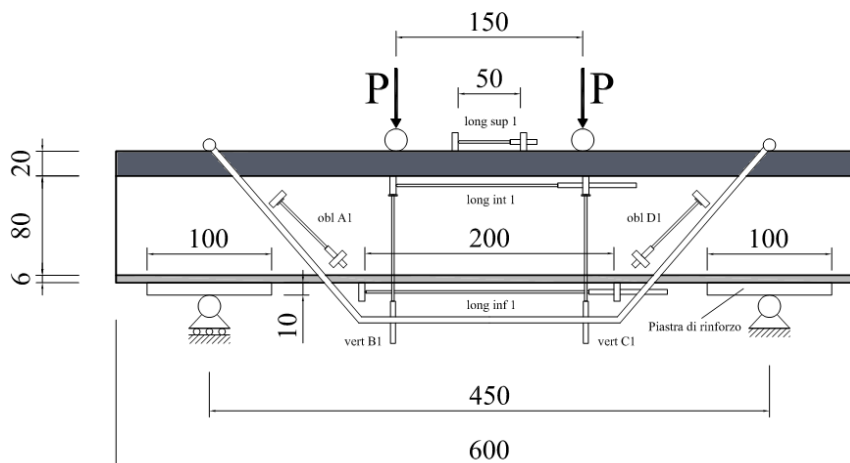
Figura 10.11: LVDT HBM W1EL a nucleo libero

La configurazione degli strumenti di misura (Fig. 10.10) permette di misurare tre aperture di fessura:

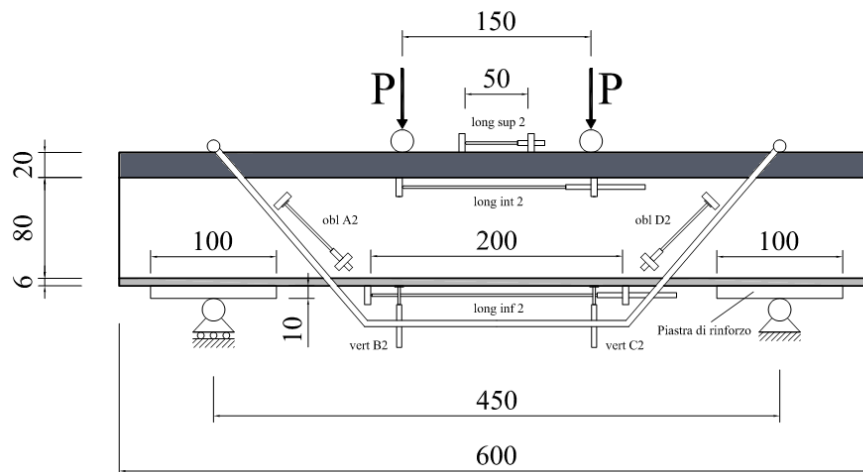
- con i due *LVDT W5TK long inf 1-2* si valuta lo spostamento orizzontale al livello dello strato inferiore in *TRC* sulla base di misura di 200 mm;
- con i due *LVDT W5TK long int 1-2* si valuta lo spostamento orizzontale all'intradosso dello strato superiore in *UHPFRC* sulla base di misura di 150 mm;
- con i due *LVDT W1EL long sup 1-2* a nucleo libero si valuta lo spostamento all'estradosso dello strato superiore in *UHPFRC* sulla base di misura di 50 mm.

Le frecce relative allo stato inferiore in *TRC* sono misurate con i due *LVDT W5TK vert B1-C1* mentre le frecce relative all'intradosso dello strato superiore in *UHPFRC* sono valutate tramite i due *LVDT W5TK vert B2-C2*. Questi quattro trasduttori sono disposti verticalmente al di sotto dei coltelli di carico, e ancorati a un'apposita struttura metallica che depura i dati da eventuali abbassamenti localizzati. Gli scorrimenti a taglio nello strato isolante sono infine valutati con i quattro *LVDT W1EL obl A1-2* e *obl D1-2* a nucleo libero, posti a 45° a metà del tratto a taglio costante.

Profilo longitudinale 1



Profilo longitudinale 2



Sezione trasversale

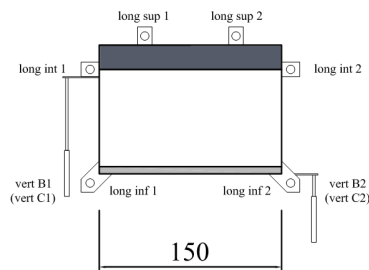


Figura 10.12: Set-up di prova dei travetti sandwich: profilo longitudinale e sezione trasversale



Figura 10.13: Set-up di prova dei sandwich: applicazione reale

Questa disposizione degli strumenti di misura consente di ricavare le curve Carico-Freccia e Momento - Curvatura sia dell'intero travetto sandwich sia del solo strato superiore di calcestruzzo fibrorinforzato. Il primo andamento si ricava calcolando la media dei dati ottenuti dagli LVDT disposti verticalmente mentre per il secondo comportamento si elaborano le misurazioni in direzione longitudinale.

Il valore di curvatura nel campo centrale si ricava infatti con le relazioni:

$$\chi_{sandwich} = \frac{\varepsilon_{sup} - \varepsilon_{inf}}{d_{sup-inf}} \quad (10.1)$$

$$\chi_{Uhpfrc} = \frac{\varepsilon_{sup} - \varepsilon_{int}}{d_{sup-int}} \quad (10.2)$$

Dove le deformazioni ε_{sup} , ε_{int} e ε_{inf} sono ottenute dividendo il valore di spostamento longitudinale per la corrispondente base di misura dello strumento, e $d_{sup-inf}$ e $d_{sup-int}$ le distanze verticali tra i baricentri degli strumenti di misurazione interessati. Le deformazioni e, di conseguenza, le curvature sono ottenute con un'operazione di diffusione del fenomeno fessurativo su una certa base, pertanto la loro attendibilità migliora al crescere del numero di fessure che si manifestano all'interno di quel campo di trave.

Infine si ricava anche la curva Taglio – Spostamento relativo lungo il tratto a taglio costante sfruttando le misure ottenute dai quattro *LVDT* obliqui a nucleo libero.

In questo capitolo si descrivono le procedure di calcolo basate sulle ipotesi delle teorie proposte nel Capitolo 2 e si verifica la loro attendibilità, cercando di riprodurre i risultati sperimentali ottenuti nei lavori descritti nel paragrafo 2.6. Una volta confermata l'affidabilità dei metodi di analisi si cerca poi di ricavare il comportamento dei travetti sandwich, implementando i legami costitutivi dei diversi materiali ricavati nella campagna sperimentale fin qui descritta. Nei prossimi paragrafi si riporteranno quindi le curve teoriche di Carico-Freccia e Momento- Curvatura, correlate dagli andamenti tensionali e fessurativi sia lungo l'intero travetto che nelle sezioni più rilevanti.

11.1 Le procedure di calcolo

11.1.1 Analisi non lineare secondo Eulero-Bernoulli

Il metodo di calcolo non lineare descritto in questo paragrafo si fonda sull'ipotesi di trave formulata da *Eulero-Bernoulli* secondo cui la sezione si mantiene piana durante tutto il processo deformativo, il quale può essere così descritto attraverso l'equazione (11.1), dipendente dalla deformazione di una particolare fibra (in questo caso la fibra superiore) e dalla curvatura della sezione (Fig 11.1):

$$\varepsilon(\xi) = \varepsilon_{sup} + \chi \cdot \xi \quad (11.1)$$

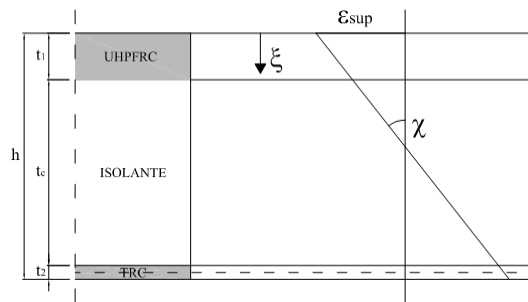


Figura 11.1: Deformazione sezionale per una trave sandwich

Attraverso questo modello è possibile svolgere un'analisi sezionale che determina le configurazioni di equilibrio per un dato valore di azione assiale agente sulla sezione imponendo l'equilibrio alla traslazione (11.2) e successivamente l'equilibrio alla rotazione (11.3):

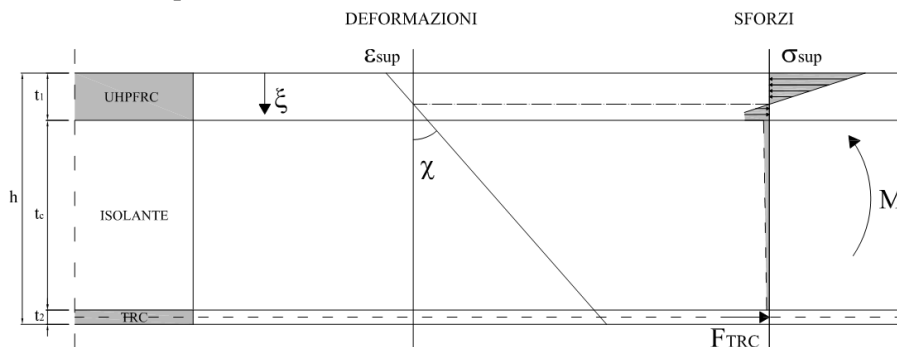


Figura 11.2: Tensioni e deformazioni sezionali per una trave sandwich

$$\left\{ \begin{aligned} N &= \int_0^h \sigma(\varepsilon(\varepsilon_{sup}, \chi, \xi)) \cdot b \cdot d\xi & (11.2) \\ M &= \int_0^h \sigma(\varepsilon(\varepsilon_{sup}, \chi, \xi)) \cdot b \cdot \left(\frac{h}{2} - \xi\right) d\xi & (11.3) \end{aligned} \right.$$

L'andamento del Momento in funzione della curvatura è ricavabile attraverso una procedura di calcolo iterativa che si basa su questi passaggi:

- Si fissa la curvatura di cui si vuole conoscere il Momento;
- Si sceglie un valore di primo tentativo della deformazione della fibra superiore;
- Si determina il valore effettivo della deformazione al lembo superiore che soddisfa l'equilibrio alla traslazione rappresentato dall'equazione (11.2);
- Si ricava il Momento Resistente attraverso l'equazione (11.3) dalla configurazione deformativa univoca appena individuata.

Tale procedimento viene ripetuto per tutti i valori di curvatura di interesse fino all'insorgere della rottura di uno dei materiali componenti la sezione.

Prendendo il grafico Momento-Curvatura come dato di ingresso è possibile poi determinare il corrispondente diagramma Carico-Freccia in una data sezione, basandosi sul corollario di *Mohr*, che valuta l'abbassamento di una trave isostatica in una generica sezione come:

$$v(x) = \varphi_1 \cdot x - \int_0^x (x - \xi) \cdot \chi(\xi) \cdot d\xi \quad (11.4)$$

Dove φ_1 è la rotazione all'appoggio della trave calcolata integrando le curvatures su tutta la lunghezza della trave:

$$\varphi_1 = \int_0^l \frac{l - \xi}{l} \cdot \chi(\xi) \cdot d\xi \quad (11.5)$$

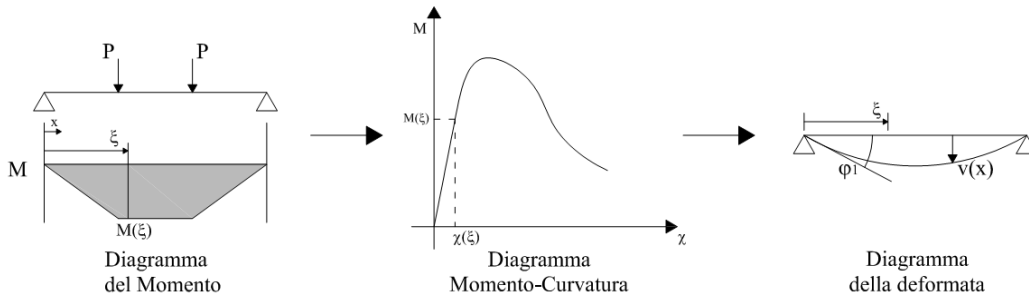


Figura 11.3: Processo di derivazione dell'andamento Carico-Freccia

Gli integrali in (11.4) e (11.5) possono essere risolti per via numerica discretizzando la trave in un numero finito di parti.

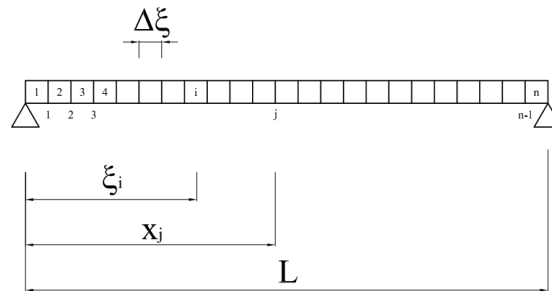


Figura 11.4: Discretizzazione della trave per determinare il valore della Freccia

Come mostrato in Fig.11.3, nota la distribuzione dei momenti sulla struttura isostatica, è possibile associare ad ogni spezzone di trave la corrispondente curvatura estraendolo dal diagramma $M-\chi$ ed avere quindi tutti gli elementi necessari per valutare l'abbassamento. Discretizzando la trave in n concetti di lunghezza $\Delta\xi = L/n$ è possibile valutare la freccia attraverso la sommatoria (11.6):

$$v(x) = \varphi_1 \cdot x_j - \sum_{i=1}^j (x_j - \xi_i) \cdot \chi_i(\xi) \cdot \Delta\xi \quad \text{con } j = 1, 2, \dots, n - 1 \quad (11.6)$$

dove:

$$\varphi_1 = \sum_{i=1}^j \frac{(l - \xi_i)}{l} \cdot \chi_i(\xi) \cdot \Delta\xi \quad (11.7)$$

$$\xi_i = \left(i - \frac{1}{2}\right) \Delta\xi \quad (11.8)$$

$$x_j = j \cdot \Delta\xi \quad (11.9)$$

L'andamento del Momento-Curvatura è ricavato nella sua interezza, mentre per il diagramma Carico-Freccia si ottiene solo il tratto incrudente poiché l'analisi si svolge in controllo di carico.

11.1.2 Analisi elastiche con contributo tagliante

Le procedure di calcolo descritte in questo paragrafo si basano sulle teorie elastiche delle strutture sandwich proposte da *Plantema* e *Stamm & Witte*. Queste teorie tengono conto della deformabilità a taglio del *core*, e del contributo irrigidente delle facce esterne, per ricavare l'abbassamento elastico di una trave sandwich. Questo strumento è molto utile in fase di progettazione perché consente di disporre di un parametro rilevante nel dimensionamento di elementi strutturali che lavorano in prevalenza con carichi allo *SLE*. Di seguito si riportano quindi le formule che consentono di determinare il tratto elastico del comportamento Carico-Freccia per gli elementi sandwich secondo le due teorie elastiche già descritte nel dettaglio nel Capitolo 2.

11.1.2.1 Analisi elastica secondo la Teoria di Plantema

Per particolari configurazioni di carico e di condizioni al contorno è possibile risolvere le equazioni (2.17) e (2.18) in forma chiusa. La flessione su quattro punti oggetto di queste analisi può essere vista in campo elastico come la sovrapposizione delle deformazioni di due travi in semplice appoggio caricata puntuale con carico a distanza prefissata ε_1 e ε_2 (Fig. 11.5):

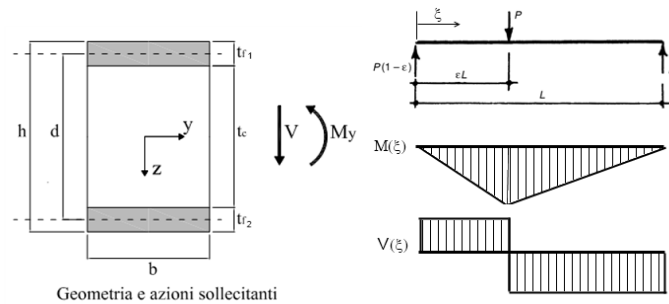


Figura 11.5: Configurazione di carico per la valutazione degli abbassamenti secondo la Teoria di Plantema e Stamm & Witte

Le sollecitazioni di Momento e Taglio della seguente configurazione sono rispettivamente:

$$\begin{cases} M = PL \cdot (1 - \varepsilon) - PL \cdot (\xi - \varepsilon) \end{cases} \quad (11.10)$$

$$\begin{cases} V = P \cdot (1 - \varepsilon) - P \cdot (\xi - \varepsilon) \end{cases} \quad (11.11)$$

Con $\xi = x/L$ coordinata adimensionalizzata.

Che opportunamente integrate consentono di calcolare gli abbassamenti a sinistra del carico come:

$$\begin{cases} w_{fs} = \frac{P \cdot L^3}{6 \cdot D_{trave}} (1 - \varepsilon) \cdot \xi \cdot (2\varepsilon - \varepsilon^2 - \xi^2) \end{cases} \quad (11.12)$$

$$\begin{cases} w_{vs} = \frac{P \cdot L}{G_{trave}} (1 - \varepsilon) \cdot \xi \end{cases} \quad (11.13)$$

$$\begin{cases} w_s = w_{fs} + w_{vs} = \frac{P \cdot L^3}{6 \cdot D_{trave}} (1 - \varepsilon) \cdot \xi \cdot (2k + 2\varepsilon - \varepsilon^2 - \xi^2) \end{cases} \quad (11.14)$$

E a destra del carico valgono:

$$\begin{cases} w_{fd} = \frac{P \cdot L^3}{6 \cdot D_{trave}} (1 - \xi) \cdot \varepsilon \cdot (2\xi - \varepsilon^2 - \xi^2) \end{cases} \quad (11.15)$$

$$\begin{cases} w_{vd} = \frac{P \cdot L}{G_{trave}} (1 - \xi) \cdot \varepsilon \end{cases} \quad (11.16)$$

$$\begin{cases} w_d = w_{fd} + w_{vd} = \frac{P \cdot L^3}{6 \cdot D_{trave}} (1 - \xi) \cdot \varepsilon \cdot (2k + 2\xi - \varepsilon^2 - \xi^2) \end{cases} \quad (11.17)$$

Con k rappresenta il rapporto tra la rigidezza flessionale e tagliante valutata come:

$$k = \frac{3 \cdot D_{trave}}{G_{trave} \cdot L^2} \quad (11.18)$$

$$D_{trave} = \frac{E_{f1} \cdot A_{f1} \cdot E_{f2} \cdot A_{f2} \cdot d^2}{E_{f1} \cdot A_{f1} + E_{f2} \cdot A_{f2}} \quad (11.19)$$

$$G_{trave} = A_c \cdot \frac{G_c \cdot d}{t_c} \quad (11.20)$$

11.1.2.2 Analisi elastica secondo la Teoria di Stamm & Witte

Anche per questa teoria esistono delle particolari configurazioni di carico e condizioni al contorno che permettono di risolvere il problema in forma chiusa. Sfruttando ancora la sovrapposizione degli effetti (Fig. 11.5) si può determinare la deformata complessiva della trave inflessa su quattro punti.

Introducendo le sollecitazioni (11.10) e (11.11) nella (2.24) e risolvendo l'equazione differenziale si giunge a queste formule che descrivono l'abbassamento a sinistra e a destra del carico:

$$\left\{ w_s = \frac{P \cdot L^3}{D_{tot}} \left[\frac{1}{6} \cdot (1 - \varepsilon) \cdot \xi \cdot (2\varepsilon - \varepsilon^2 - \xi^2) + \frac{1}{\alpha \cdot \lambda^2} \cdot \left((1 - \varepsilon) \cdot \xi - \frac{\sinh \lambda \cdot (1 - \varepsilon)}{\lambda \cdot \sinh \lambda} \cdot \sinh \lambda \xi \right) \right] \right. \quad (11.21)$$

$$\left. \left\{ w_d = \frac{P \cdot L^3}{D_{tot}} \left[\frac{1}{6} \cdot (1 - \xi) \cdot \varepsilon \cdot (2\xi - \varepsilon^2 - \xi^2) + \frac{1}{\alpha \cdot \lambda^2} \cdot \left((1 - \xi) \cdot \varepsilon - \frac{\sinh \lambda \cdot \varepsilon}{\lambda \cdot \sinh \lambda} \cdot \sinh \lambda \cdot (1 - \xi) \right) \right] \right\} \right. \quad (11.22)$$

Con:

$$\alpha = \frac{(D_{f1} + D_{f2})}{D_{tot}} \quad (2.24)$$

$$\beta = \frac{D_{trave}}{G_{trave} \cdot L^2} \quad (2.25)$$

$$\lambda^2 = \frac{1 + \alpha}{\alpha \cdot \beta} \quad (2.26)$$

Dove:

$$\left\{ D_{f1} = E_{f1} \cdot \frac{b \cdot t_{f1}^3}{12} \right. \quad (2.27)$$

$$\left. D_{f2} = E_{f2} \cdot \frac{b \cdot t_{f2}^3}{12} \right. \quad (2.28)$$

$$\left. D_{tot} = D_{trave} + D_{f1} + D_{f2} \right. \quad (2.29)$$

11.1.3 Analisi non lineare agli Elementi Finiti (FEM)

Le analisi a Elementi Finiti consentono di risolvere problemi molto complessi, in cui sono presenti non linearità meccaniche, trovando l'equilibrio attraverso metodi iterativi e incrementali. Per riprodurre i risultati sperimentali di questo elaborato sono state svolte analisi modellando la mesh con il software *Midas FX+ 2.1* e implementando il codice *TNO Diana 9.2* [88]. Questo pacchetto di software è uno dei migliori presenti sul mercato, soprattutto per la precisione con cui riprodurre i comportamenti di materiali complessi, come il calcestruzzo, che presentano legami costitutivi spesso degradanti e dipendenti da meccanismi in funzione del tempo.

È possibile infatti riprodurre il comportamento dei materiali fragili che compongono i travetti sandwich attraverso dei modelli a fessurazione diffusa (*Smeared Crack*) che definiscono il livello tensionale nel materiale in funzione della deformazione anche successivamente alla comparsa delle fessure. Questa teoria suddivide la deformazione totale in due contributi, uno elastico e uno di frattura, e consente la formazione di più fessure simultaneamente, ipotizzando che esista uno sforzo s_i e una deformazione di fessura e_i^{cr} nel sistema di riferimento n-t orientato secondo la direzione della fessura i-esima (Fig. 11.6).

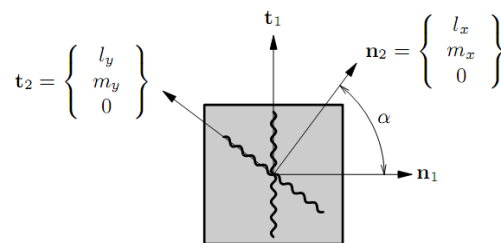
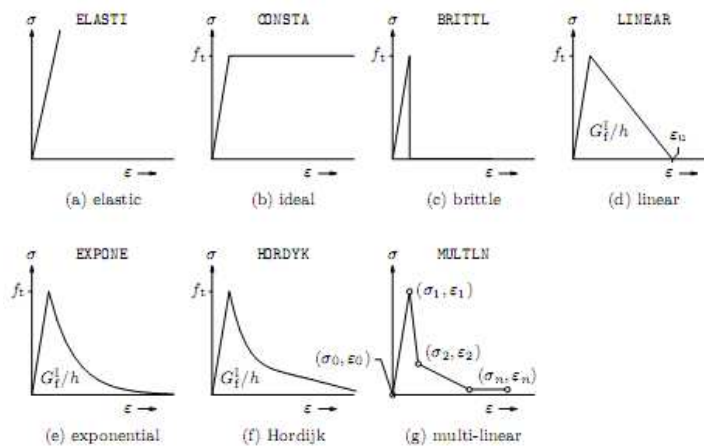


Figura 11.6: Elemento di mesh fessurato e sistema di riferimento inclinato come la fessura secondo la teoria *Smeared Crack*

Perché si manifesti la fessura è necessario che lo sforzo sollecitante s_i sia superiore rispetto alla capacità resistente del materiale e che l'angolo α_i tra la direzione della fessura e la direzione degli sforzi principali sia maggiore rispetto a un valore di soglia α_{TD} . Un modello a fessurazione diffusa ancora più raffinato è stato proposto da *Vecchio e Collins* a partire dalla *Modified Compression Field Theory*. Tale modello applica il legame costitutivo sforzo-deformazione lungo le direzioni principali di deformazioni le quali vengono prese parallele alla direzione della prima fessura e sono mantenute fisse per tutta l'analisi nel modello *Total Strain Fixed Crack*, mentre nel modello *Total Strain Rotating Crack* possono ruotare in funzione della configurazione deformata durante lo svolgimento dell'intera analisi.

La caratterizzazione dei materiali può avvenire tramite legami costitutivi predefiniti, o tramite legami definiti multilineari, che descrivono i comportamenti a trazione, a compressione e a taglio in funzione di parametri come la resistenza a rottura o l'energia di frattura (Fig. 11.7).



a)

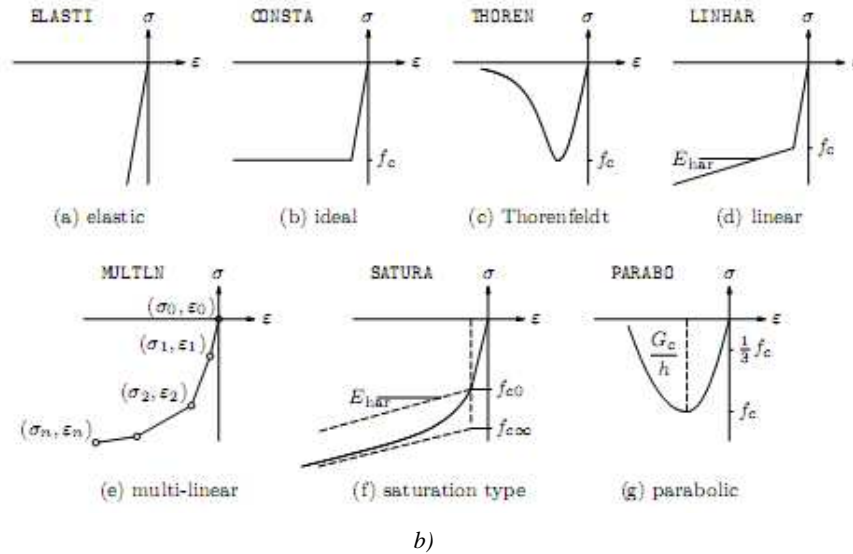


Figura 11.7: Legami costitutivi proposti da TNO Diana 9.2: a) per la trazione b) per la compressione

Al fine di migliorare la riproduzione dei risultati sperimentali, il software ci consente di introdurre anche il legame che si instaura sulla linea di contatto tra i diversi strati, attraverso interfacce di tipo *membrane* (lineari nei modelli plane stress) che relazionano la forza di trazione e di taglio con i rispettivi spostamenti e scorrimenti. A partire dalle rigidzze normali e trasversali del contatto il modello permette infatti di definire per punti il legame bond-slip in forma di carico-spostamento.

Dato che la geometria e la configurazione di carico dei provini non necessitano di un'analisi che tenga conto delle sollecitazioni fuori dal piano, la modellazione è stata ricondotta a un problema piano negli sforzi utilizzando degli elementi *Plane Stress*. Per i diversi strati del sandwich si è creata una mesh con elementi rettangolari isoparametrici a 8 nodi, chiamati *CQ16M*, il cui polinomio degli spostamenti (11.22) consente di avere deformazioni normali lineari e deformazioni tangenziali di tipo quadratico in entrambe le direzioni.

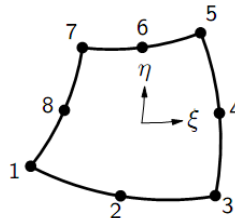


Figura 11.8: Elemento isoparametrico CQ16M

$$u(\xi, \eta) = a_0 + a_1 \cdot \xi + a_2 \cdot \eta + a_3 \cdot \xi \cdot \eta + a_4 \cdot \xi^2 + a_5 \cdot \eta^2 + a_6 \cdot \xi^2 \cdot \eta + a_7 \cdot \xi \cdot \eta^2 \quad (11.22)$$

Ciò permette di interpolare quadraticamente i valori ai nodi e di applicare l'integrazione di *Gauss*. Le adesioni realizzate con le resine e il contatto tra acciaio e calcestruzzo degli appoggi sono state invece modellate con elementi lineari di interfaccia a due dimensioni di tipo *membrane* a 3 + 3 nodi, chiamati *CL12I*, anch'essi dotati di interpolazione quadratica ed interazione alla *Newton-Cotes*.

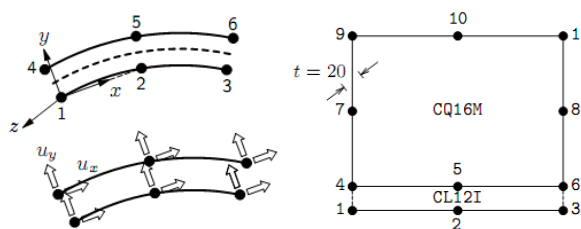


Figura 11.9: Elementi di interfaccia CL12I e abbinamento con l'elemento Plane Stress CQ16M

Il processo iterativo alla base dell'analisi non lineare è comune alla gran parte dei software e prevede che a un incremento della forza esterna segua un aumento iterativo degli spostamenti fino a raggiungere le forze interne che equilibrano il sistema.

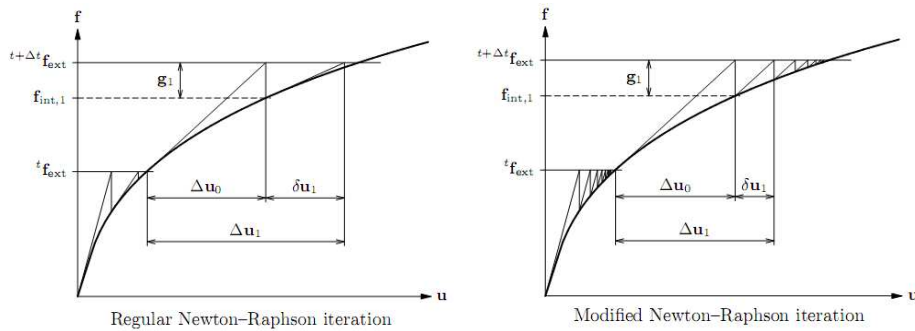


Figura 11.10: Metodo di iterazione secondo Newton-Raphson e Newton-Raphson modificato

La differenza tra le procedure iterative risiede nella diversa gestione degli incrementi che portano a convergenza il singolo step di spostamento o, più correttamente, nella diversa valutazione della matrice di rigidezza che a ogni incremento linearizza il tratto di relazione Forza - Spostamento fino alla soluzione. Il software *TNO Diana 9.2* propone due metodi di risoluzione quali il classico *Newton-Raphson*, che converge quadraticamente, ma che è computazionale oneroso dato poiché a ogni incremento rivaluta l'intera matrice di rigidezza prendendo la tangente alla curva, ed il *Newton Raphson modificato*, che calcola la matrice solo all'inizio dello step, snellendo la richiesta di memoria, ma richiede così tempi di convergenza più ampi (Fig. 11.10). Esiste un terzo metodo, utilizzato in tutte le analisi descritte in questo elaborato, che ad ogni incremento ricalcola solo parzialmente la matrice di rigidezza imponendo il passaggio per il punto di equilibrio iniziale dello step e per l'ultimo punto di equilibrio trovato. Questo metodo, chiamato *quasi Newton o Metodo secante*, implementa l'algoritmo BFGS e il suo funzionamento è riportato in Fig. 11.11.

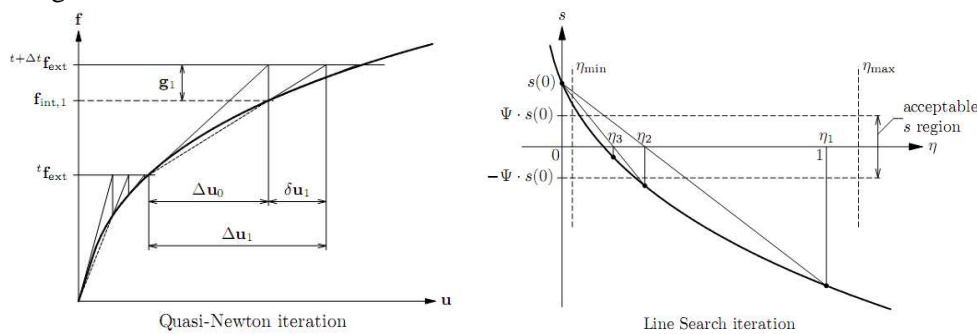


Figura 11.11: Metodo di iterazione Quasi-Newton (o Secante) e algoritmo di stabilizzazione Line Search

Questi metodi di risoluzioni poggiano sull'ipotesi che la previsione del nuovo incremento di spostamento sia sempre prossimo alla soluzione ma, come spesso accade nelle analisi con forti non linearità meccaniche, la previsione è spesso lontana dall'equilibrio. Per convergere comunque *TNO Diana 9.2* mette a disposizione un algoritmo di stabilizzazione, chiamato *Line Search*, che modifica iterativamente il valore degli incrementi all'interno degli step minimizzando la variazione di Energia Potenziale Totale.

11.2 Confronto con i risultati presenti in letteratura

Nel paragrafo 2.6 sono stati riportati alcuni risultati presenti in letteratura aventi come oggetto l'indagine del comportamento di elementi sandwich di copertura simili a quelli di questo elaborato. Per valutare l'attendibilità e l'affidabilità delle analisi numeriche descritte in precedenza si è scelto di riprodurre questi risultati, partendo dai dati sperimentali e dai legami costitutivi forniti nelle rispettive pubblicazioni.

11.2.1 Confronto con il lavoro di Hegger J. e M.Horstmann

Le strutture caratterizzate flessionalmente da *Hegger J. e M. Horstmann* [26] sono elementi di copertura spessi 18 cm, con due strati da 1,5 cm in TRC applicati su lastre alte 15 cm in poliuretano di diverse densità. La pubblicazione riporta le curve Momento [kNm/m] - Freccia[mm] ricavate da test a flessione su quattro punti di piastre di luce 1,90 m e larghe 1,0 m. Sono fornite inoltre le principali caratteristiche meccaniche del materiale isolante, della malta e delle reti in fibra di vetro, mentre il comportamento a trazione del composito TRC deve essere dedotto empiricamente a partire dai dati a disposizione (Fig. 11.12). Si sceglie di riprodurre il comportamento dell'elemento con il *core* più leggero, *P1_PU32*, e di quello con il *core* più denso, *P3_PU200*, utilizzando come dati di ingresso per l'analisi elastica secondo la *teoria di Stamm & Witte* e per l'analisi FEM i legami costitutivi sotto riportati.

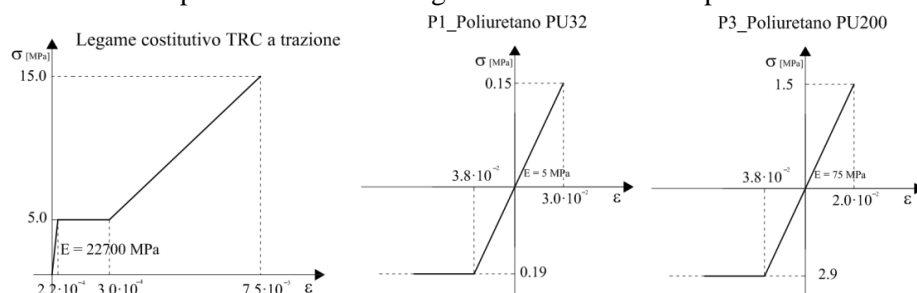


Figura 11.12: Legami costitutivi dei materiali impiegati nel lavoro di Hegger

In Fig. 11.13 sono messi a confronto i grafici Momento – Freccia di *Hegger* e quelli ottenuti dalle nostre simulazioni numeriche. Gli andamenti ottenuti con l'analisi FEM sono fedeli a quelli sperimentale e mostrano una modalità di rottura identica a quanto descritto nella pubblicazione: l'elemento *P1* collassa per rottura a taglio del *core*, mentre l'elemento *P3*, più rigido, collassa per rottura a trazione del layer inferiore. Anche le ipotesi di *Stamm & Witte* colgono in modo molto preciso le rigidzze elastiche iniziali di entrambe le lastre. Nella pagina successiva sono riportati gli andamenti sezionali di sforzi e deformazioni, longitudinali e taglianti, in corrispondenza del carico massimo.

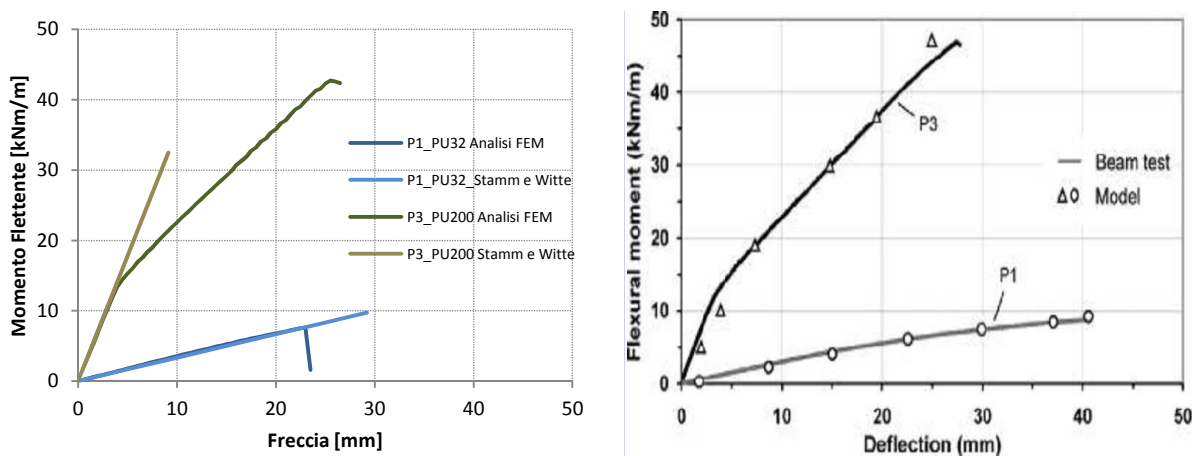


Figura 11.13: Curve Momento – Freccia teorici e sperimentali ottenuti da Hegger

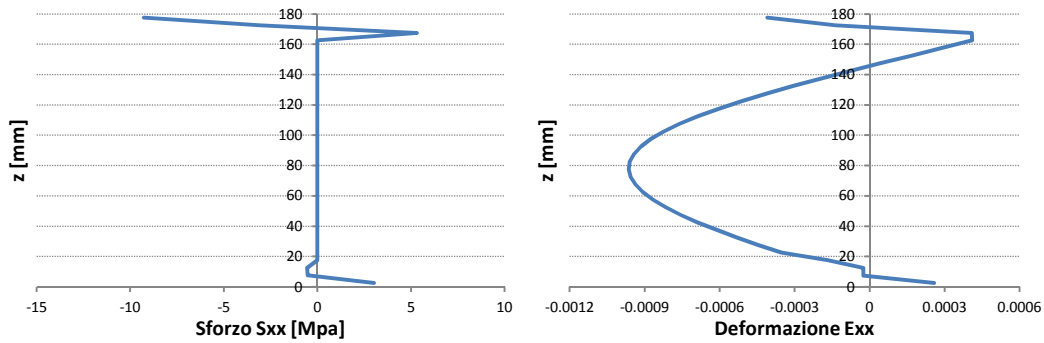


Figura 11.14: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria della piastra P1_PU32 per il carico massimo

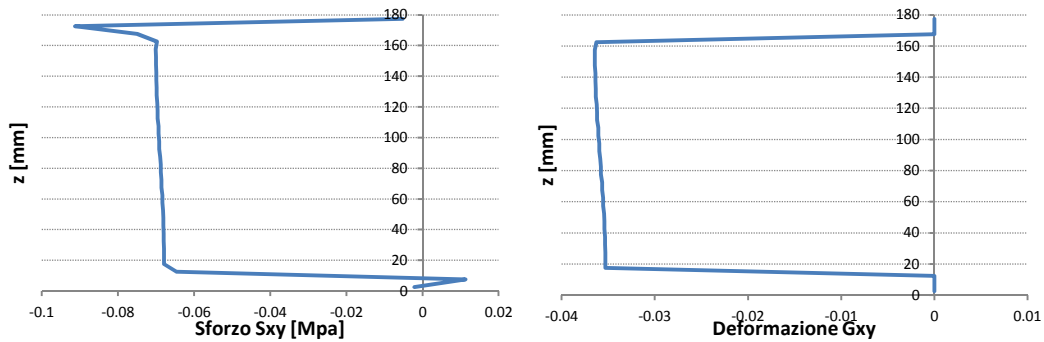


Figura 11.15: Taglio e scorrimento nella sezione a taglio costante della piastra P1_PU32 per il carico massimo

Le deformazioni longitudinali di P1_PU32 mostrano come non sia valida l'ipotesi di sezione piana quando lo strato intermedio è poco rigido; mentre negli sforzi di taglio si vede come le facce esterne contribuiscano alla resistenza, sopportando parte delle sollecitazioni.

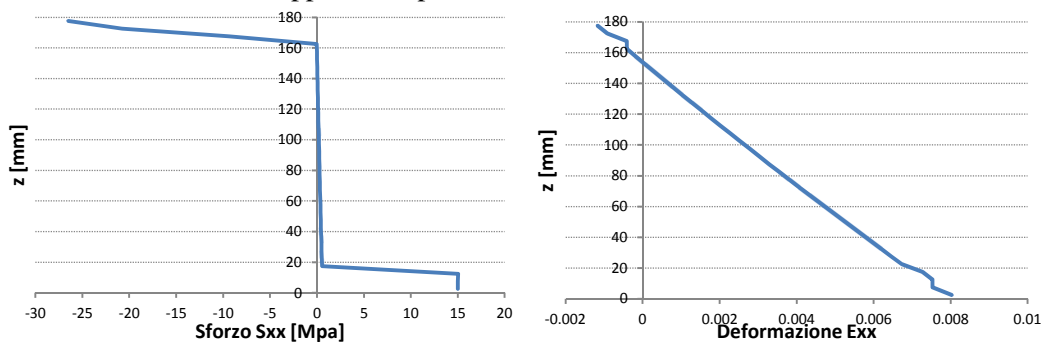


Figura 11.16: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria della piastra P3_PU200 per il carico massimo

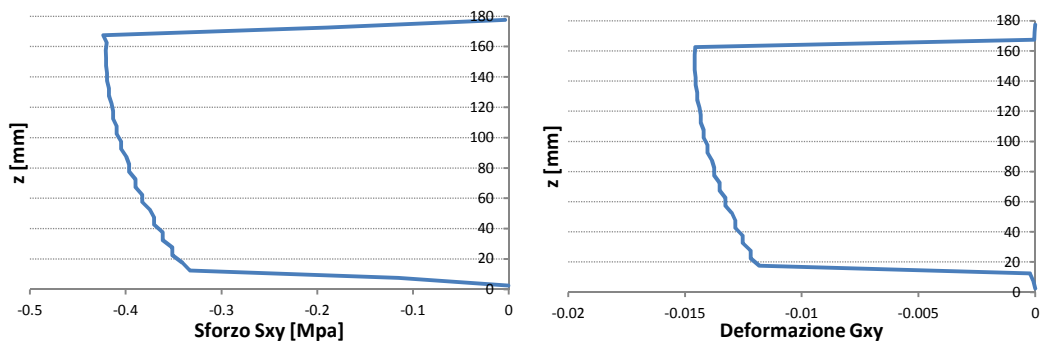


Figura 11.17: Taglio e scorrimento nella sezione a taglio costante della piastra P3_PU200 per il carico massimo

Le tensioni sezionali della lastra P3_PU200 invece mostra come, con un core sufficientemente rigido, la sezione deformata si mantenga con buona approssimazione piana e il comportamento si avvicini a quello ideale dei sandwich descritto nel paragrafo 2.3.1.

11.2.2 Confronto con il lavoro di tesi precedente

Nel lavoro di tesi [1] si caratterizzano flessionalmente dei travetti sandwich di dimensioni $600 \times 150 \times 90 \text{ mm}^3$, ricavati dall'intaglio di una coppella come quella descritta nel paragrafo 1.2. La stratigrafia sezionale è simile a quella dei prototipi qui analizzati, ma i materiali impiegati differiscono per qualità e prestazioni: lo strato superiore è realizzato in *UHPFRC* con fibre non orientate e lo strato inferiore in *TRC* è rinforzato con una rete in fibra di vetro E che, a un anno dalla realizzazione degli elementi, si è dissolto per gli attacchi acidi, perdendo tutta la sua capacità resistente. In Fig. 11.18 sono riportati i legami costitutivi dei diversi materiali.

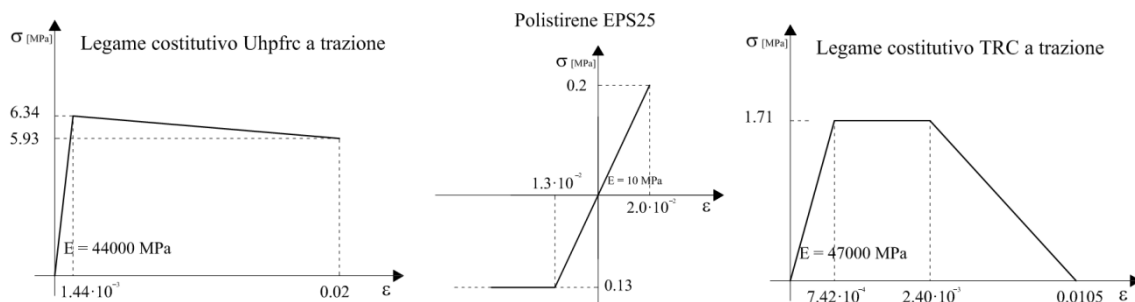


Figura 11.18: Legami costitutivi dei materiali impiegati nel lavoro di tesi precedente

La resistenza a compressione della matrice cementizia è pari a 104 MPa e il legame costitutivo adottato per il comportamento a compressione è elasto-plastico perfetto. I travetti sandwich sono stati testati con prove a flessione su quattro punti seconda la configurazione di carico di Fig. 10.4. I dati sperimentali e gli andamenti dedotti numericamente sono riportati in Fig. 11.19.

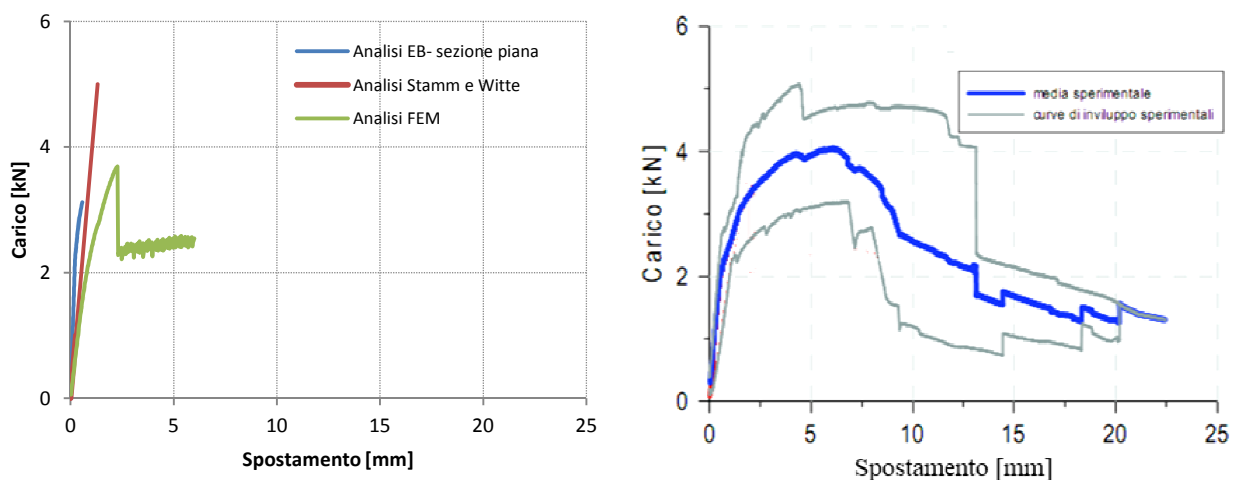


Figura 11.19: Curve Carico – Spostamento teorici e sperimentali ottenuti nel lavoro di tesi precedente

L'analisi secondo il modello di *Eulero-Bernoulli* coglie il leggero cambio di pendenza in prossimità del carico pari a 2 kN, dovuto alla fessurazione dello strato in *UHPFRC*, e si ferma al raggiungimento del carico massimo di circa 3 kN, in corrispondenza della fessurazione dello strato inferiore del *TRC*. Nonostante l'andamento qualitativo sia simile a quello sperimentale, l'ipotesi di sezione piana impone una rigidità superiore a quanto registrato nei test, poiché non tiene conto della deformabilità tagliante del *core* in schiuma. Al contrario, l'analisi elastica di *Stamm & Witte* coglie anche in questo caso in modo molto fedele la pendenza elastica iniziale del travetto. In Fig. 11.20 sono riportati gli andamenti sezionali di sforzi e deformazioni longitudinali in corrispondenza del carico di picco, ottenuto tramite l'analisi non lineare con ipotesi di sezione piana.

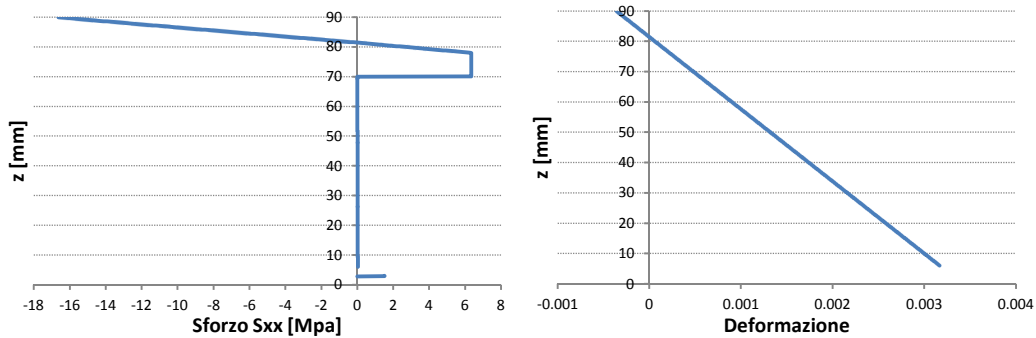


Figura 11.20: Analisi EB: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per il carico massimo

L'analisi a elementi finiti, infine, coglie in modo molto fedele l'andamento fino al carico di 3,5 kN, punto in cui il TRC esaurisce il tratto a sforzo costante e comincia il tratto degradante. La diminuzione di resistenza nel legame costitutivo dello strato inferiore porta a una rottura flessionale del travetto, ed a una brusca diminuzione del carico sopportato. La resistenza residua del travetto si assesta quindi su un valore di carico pari a 2 kN e lo mantiene fino a rottura. L'incapacità di entrambe le analisi non lineari di riprodurre in modo fedele tutto il diagramma Carico – Freccia sperimentale è imputabile alla scarsa rappresentazione del reale comportamento del TRC. Gli andamenti tensionali e deformativi delle Fig. 11.21 e 11.22 dimostrano che il comportamento dell'elemento sandwich è influenzato anche dalla deformabilità verticale dello strato isolante, oltre che della rigidità flessionale e tagliante delle facce esterne.

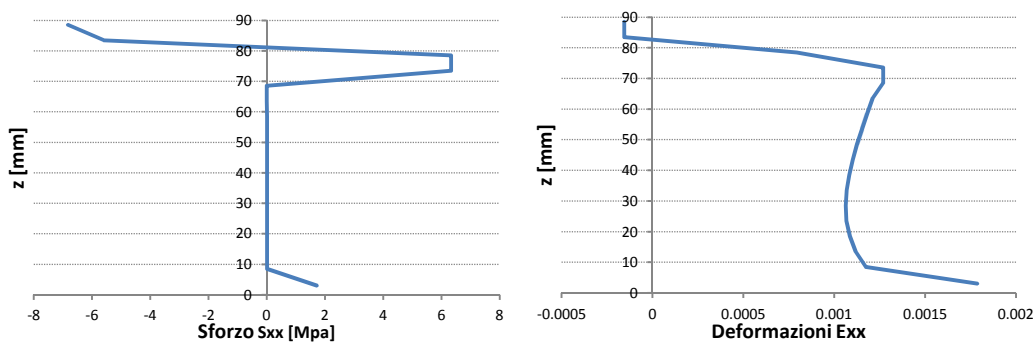


Figura 11.21: Analisi FEM: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per il carico massimo

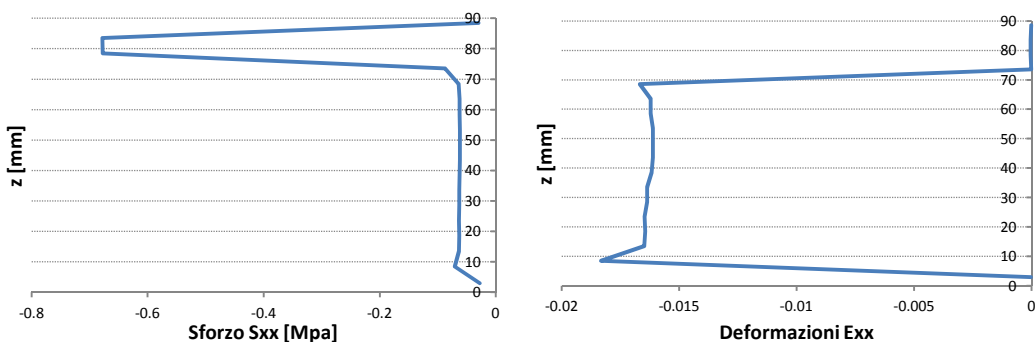


Figura 11.22: Analisi FEM: Taglio e scorrimento nella sezione a taglio costante per il carico massimo

I risultati teorici ottenuti con le diverse analisi colgono in modo adeguato gli andamenti dei dati sperimentali ricavati da *Hegger J. e M. Horstmann* e nel lavoro di tesi precedente, per elementi sandwich di diversa geometria e realizzati con materiali con caratteristiche meccaniche molto varie. Questo conferma l'attendibilità delle procedure di calcolo proposte nel valutare il comportamento delle strutture sandwich e permette il loro impiego per la valutazione numerica del comportamento meccanico dei travetti oggetto di questa tesi.

11.3 Analisi numeriche sui travetti sandwich

11.3.1 Legami costitutivi

L'elaborazione delle prove sperimentali, descritte nei Capitoli precedenti, fornisce i dati necessari alla determinazione dei legami costitutivi dei materiali da utilizzare come dati di ingresso nelle analisi numeriche descritte nei paragrafi successivi.

11.3.1.1 Il calcestruzzo UHPFRC

Il legame costitutivo del calcestruzzo *UHPFRC* è determinato sulla base dei dati sperimentali ricavati dai test su travetti strutturali prodotti con le stesse modalità e la stessa geometria della struttura di cui si vogliono calcolare le proprietà meccaniche. Nel Capitolo 6 sono riportati tutti i calcoli eseguiti per ricavare il comportamento a compressione e a trazione del materiale. Il legame sforzo – deformazione a trazione è ricavato secondo il modello proposto da *Ferrara et al.* e segue l'andamento riportato in Fig. 11.23:

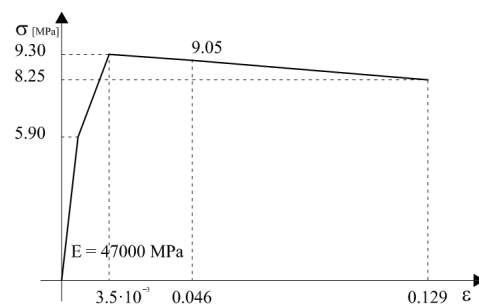


Figura 11.23: Legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC

L'analisi della fessurazione con il modello a fessura diffusa proposto da *TNO Diana 9.2* permette di definire il livello tensionale in funzione della deformazione anche in seguito alla comparsa delle fessure. Perché il modello funzioni è necessario introdurre il legame costitutivo Sforzo-Deformazione ricavando queste ultime dal rapporto tra le aperture di fessura, ricavate nel Capitolo 6, e la lunghezza caratteristica, imposta dal processo di regolarizzazione del software e dipendente dalle dimensioni degli elementi della mesh (11.24):

$$l_{cs} = \sqrt{A_{EF}} \quad (11.1)$$

con A_{EF} area dell'elemento finito.

Il legame costitutivo che si ottiene è il seguente (Fig. 11.24):

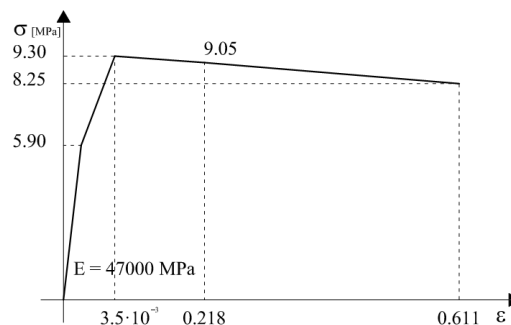


Figura 11.24: Legame costitutivo a trazione dell'UHPFRC per le analisi FEM

Per quanto riguarda il legame a compressione si utilizza il modello di *Sargin*, proposto dal *MC2010* [52], nell'analisi non lineare con sezione piana (Fig.11.25a), e un legame elasto-plastico perfetto nell'analisi

non lineare a elementi finiti (Fig.11.25b). Entrambi i legami si basano sui valori di resistenza ricavati dalle prove a compressione descritte nel paragrafo 6.3.1.

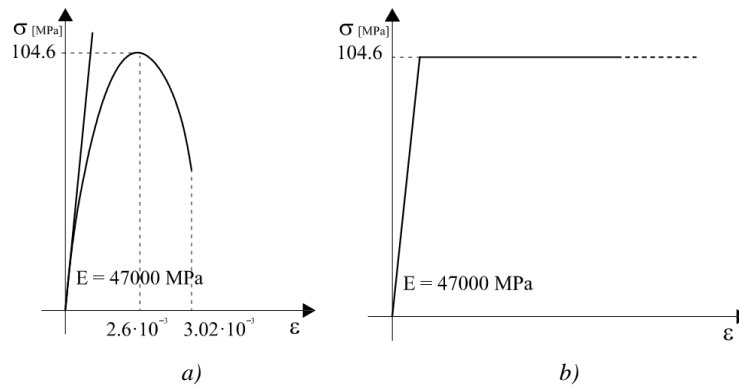


Figura 11.25: Legami costitutivi a compressione dell'UHPFRC: a) modello di Sargin; b) modello elasto-plastico

11.3.1.2 Il TRC

Il legame costitutivo a trazione del TRC è già stato approssimato nel paragrafo 7.3.2. con un andamento trilineare (Fig. 11.26a), mentre per il legame a compressione si è scelto di adottare un andamento elasto-plastico perfetto del tutto simile a quello del calcestruzzo fibrorinforzato (Fig. 11.26b).

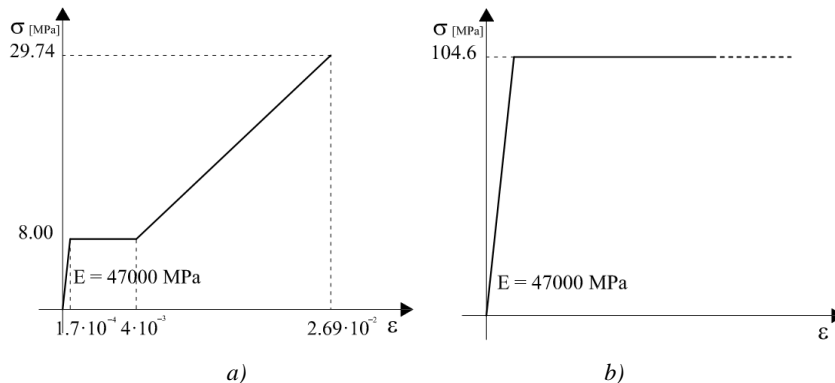


Figura 11.26: Legami costitutivi del TRC a) trilineare a trazione; b) elasto-plastico a compressione

11.3.1.3 Il Polistirene

Gli esperimenti illustrati nel paragrafo 8.3.1 consentono di definire in modo esauriente il comportamento a compressione e a trazione del polistirene espanso (Fig. 11.27).

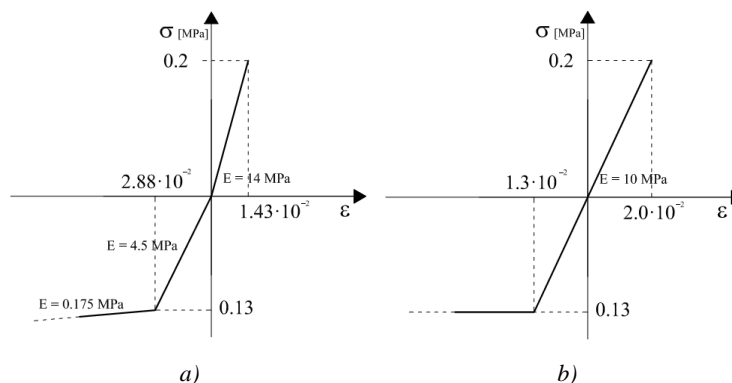


Figura 11.27: Legami costitutivi del polistirene espanso per: a) analisi non lineare a sezione piana; b) NTO Diana 9.2

Il polistirene si dimostra fragile a trazione e duttile a compressione, con rigidezza variabile a seconda della direzione di sforzo. Per le analisi EB il legame costitutivo a compressione è approssimato con un andamento elastico – infinitamente *hardening*, con modulo elastico di 0.175 MPa; mentre per migliorare la convergenza nell'analisi FEM si uniforma la rigidezza prendendo un valore uguale per entrambe le

direzioni, pari a 10 MPa, e si semplifica l'andamento a compressione con un modello elastico – plastico perfetto. Si sceglie inoltre di adottare un valore del coefficiente di *Poisson* pari a $\nu = 0,3$.

11.3.1.4 Il *Foamglas*[®]

Il legame costitutivo del *Foamglas*[®] è dedotto direttamente dai test descritti nel paragrafo 8.1. Il comportamento qualitativo è molto simile a quello del polistirene, fragile a trazione e elastico – plastico a compressione, ma con valori di rigidezza e resistenza superiori. La resistenza a trazione è infatti pari a 0,35 MPa, mentre quella a compressione raggiunge 0,8 MPa. Per il valore della rigidezza si è scelto di mediare i risultati ottenuti con le prove a trazione indiretta e con le prove ad ultrasuoni, prendendo un valore di $E = 800$ MPa. (Fig.11.28).

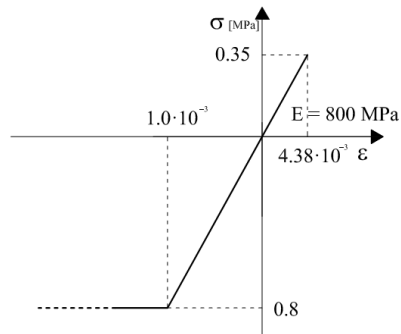


Figura 11.28: Legame costitutivo del *Foamglas*[®] S3

In questo caso si assume un valore del coefficiente di *Poisson* pari a $\nu = 0,24$ [89].

11.3.2 Teoria di Eulero-Bernoulli

La procedura iterativa descritta al paragrafo 11.1.1 è stato introdotta in un programma, scritto in *VGA for Excel*, che prende come dati di partenza la geometria della sezione, la configurazione di carico e i legami costitutivi non lineari dei materiali e restituisce l'andamento del Momento-Curvatura e del Carico-Freccia dell'elemento strutturale. Gli strati superiore e intermedio dei prototipi 1 e 2 sono stati discretizzati con layer orizzontali di altezza 0,1 mm, mentre le caratteristiche dello strato in *TRC* sono state concentrate nel suo baricentro. La trave è stata invece discretizzata suddividendo la lunghezza in blocchi a 5 mm. I diagrammi $M-\chi$ sono stati ricavati incrementando la curvatura di $\Delta\chi = \cdot 10^{-7}$ 1/mm mentre per l'andamento $P-\delta$, con δ valutato nel punto di applicazione del carico, gli step incrementali valgono $\Delta P = 10$ N.

11.3.2.1 Prototipo 1: travetto sandwich con core in polistirene

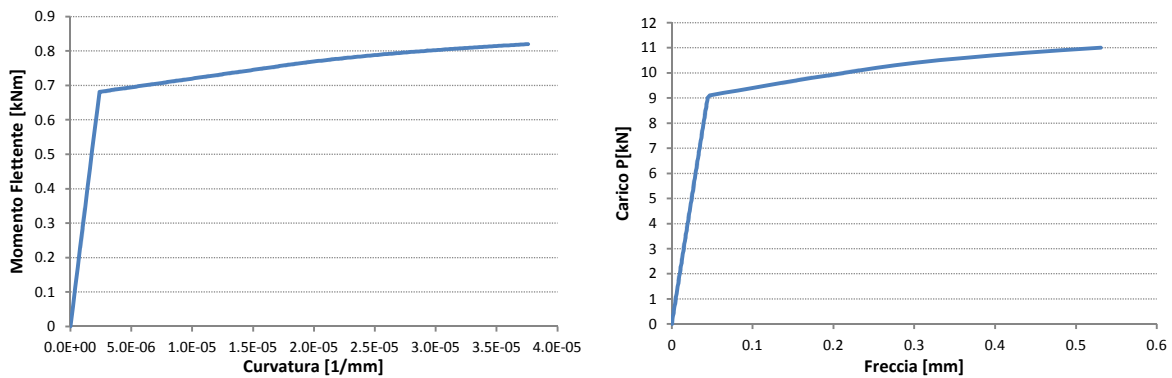


Figura 11.29: Curve Momento-Curvatura e Carico-Freccia secondo la teoria di Eulero Bernoulli

Tale teoria si basa sull'ipotesi di *Navier* di sezione piana anche in condizione deformata e valuta l'equilibrio sezionale alla traslazione e alla rotazione considerando i soli sforzi longitudinali. Pertanto non tiene conto né della deformabilità a taglio né della deformabilità alla compressione verticale del *core*, anche se questo è realizzato con un materiale meccanicamente mediocre come il polistirene. Il comportamento dedotto dall'analisi non lineare non è quindi influenzato dallo schiacciamento del *core* e la curva prosegue fino alla rottura per trazione del layer inferiore in *TRC*. Questo andamento non è realistico perché non considera il meccanismo di rottura a taglio che insorge nell'isolante. Nei grafici di Fig.11.29 si riportano le curve fermandole all'esaurimento del processo multifessurativo nello strato inferiore. Per questa situazione di carico si riportano in Fig. 11.30 le tensioni e le deformazioni rilevate nella sezione.

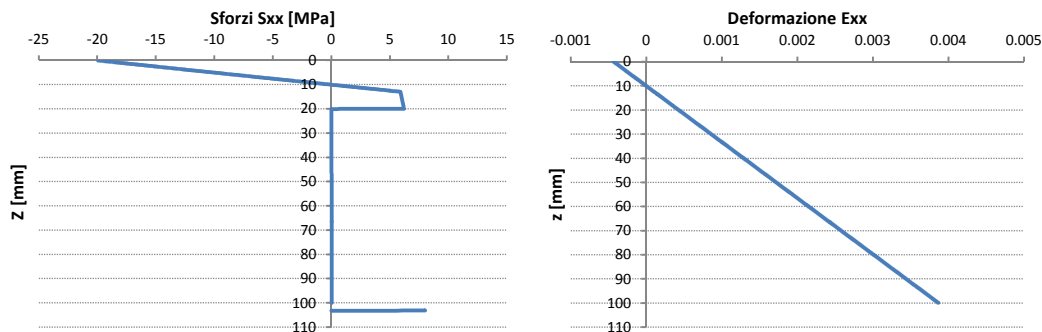


Figura 11.30: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per $P=11$ kN

Gli andamenti degli sforzi longitudinali e di taglio, e le corrispettive deformazioni lungo la sezione, sono coerenti con quanto descritto nel paragrafo 2.3.1, ma non corrispondono a quanto avviene nella realtà per gli elementi sandwich con *core* comprimibile e flessibile a taglio.

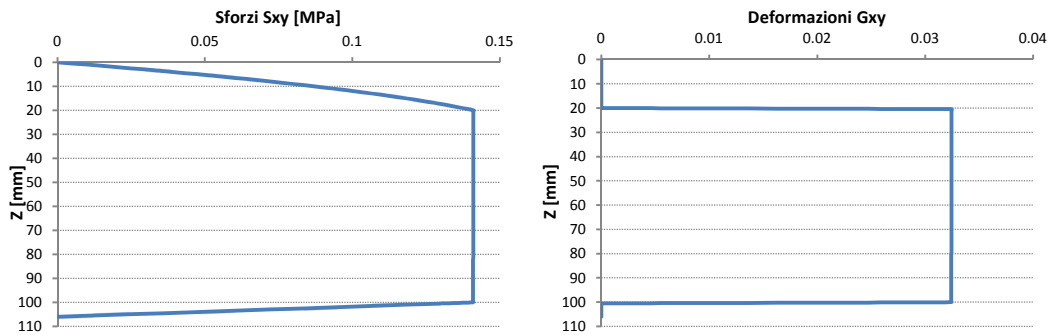


Figura 11.31: Sforzi di taglio e scorrimenti nella sezione a taglio costante per carico generico

11.3.2.2 Prototipo 2: travetto sandwich con core in Foamglas

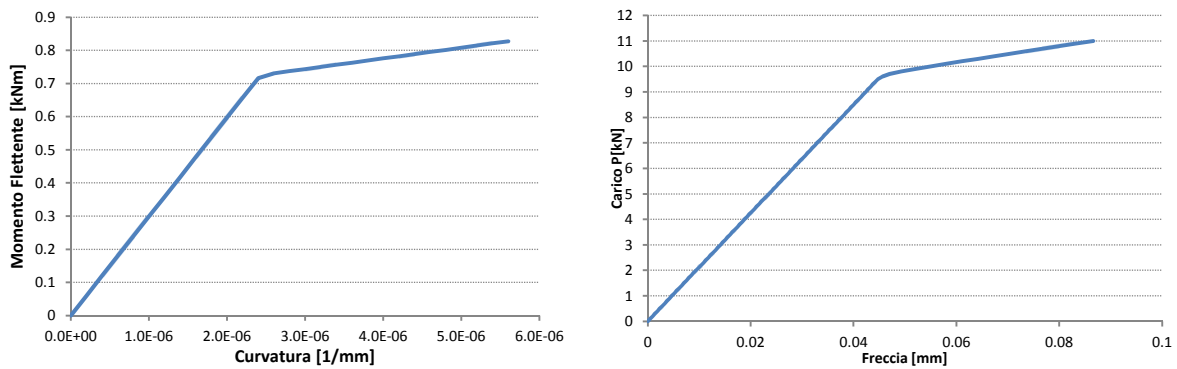


Figura 11.32.: Curve Momento-Curvatura e Carico-Freccia secondo la teoria di Eulero Bernoulli

Per questo travetto l'analisi si ferma in corrispondenza del raggiungimento della deformata ultima a trazione nel lembo inferiore del vetro cellulare. Entrambe le curve mostrano un primo tratto elastico e un secondo meno rigido a causa della fessurazione dello strato inferiore. Il comportamento è molto simile a quello riscontrato per il prototipo 1, nonostante le proprietà del vetro cellulare siano differenti rispetto a quelle del polistirene. Questa somiglianza è dovuta al fatto che, essendo la rigidità di entrambi i materiali trascurabile se paragonata a quella del calcestruzzo, la rigidità flessionale del sandwich è influenzata maggiormente dallo spessore dello strato intermedio piuttosto che dalle sue proprietà meccaniche. I risultati in questo caso sono però più attendibili perché il *Foamglas*[®] è sufficientemente rigido da consentire lo sviluppo di un andamento lineare della deformazione, perlomeno nel primo tratto elastico. In Fig. 11.33 e 11.34 è riportato l'andamento sezioneale degli sforzi e delle deformazioni.

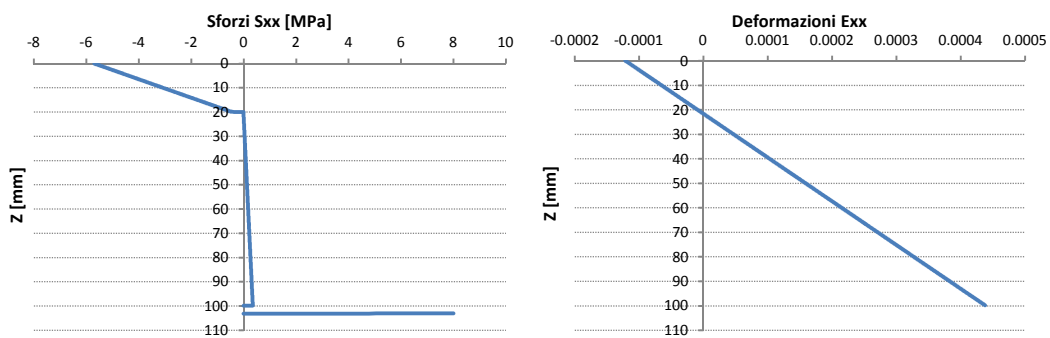


Figura 11.33: Sforzi e deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria per $P=11$ kN

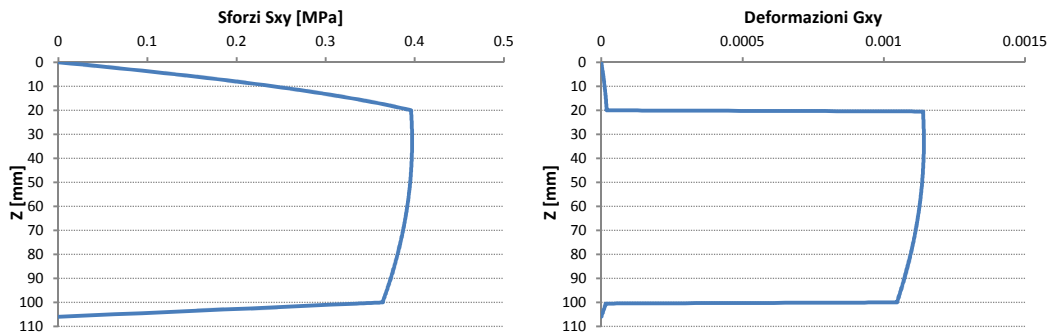


Figura 11.34: Sforzi di taglio e scorrimenti nella sezione a taglio costante per $P = 11 \text{ kN}$

11.3.3 Teoria di Plantema

I dati meccanici del prototipo 1 con core in polistirene e del prototipo 2 con core in *Foamglas*[®] sono riportati in Tab. 11.1:

Prototipo	Strato	Materiale	Base [mm]	Spessore [mm]	Area [mm ²]	Coefficiente Poisson	Modulo E [MPa]	Modulo G [MPa]
Prototipo1	Superiore	UHPFRC	150	20	3000	0.2	47000	19583.33
	Intermedio	Polistirene	150	80	12000	0.3	10	3.85
	Inferiore	TRC	150	6	900	0.2	47000	19583.33
Prototipo2	Superiore	UHPFRC	150	20	3000	0.2	47000	19583.33
	Intermedio	Polistirene	150	80	12000	0.24	800	322.58
	Inferiore	TRC	150	6	900	0.2	47000	19583.33

Tabella 11.1: Caratteristiche geometriche e meccaniche della stratigrafia dei Prototipi 1 e 2

A partire da questi dati è possibile determinare la rigidezza flessionale D_{trave} (11.19), la rigidezza tagliante G_{trave} (11.20) e il coefficiente k (11.18), dipendente dal loro rapporto. Con questi parametri si ricava successivamente la freccia in corrispondenza del carico, per un carico di 1.0 kN. In Tab 11.2 sono riportati i dati ricavati per entrambi i prototipi.

Prototipo	d [mm]	D_{trave} [Nmm ²]	G_{trave} [N]	k	Carico P [kN]	Freccia in $\xi=0.33$ [mm]
1	93	$281425 \cdot 10^{11}$	53707.5	77.63	1.0	1.39
2	93	$281425 \cdot 10^{11}$	$4.5 \cdot 10^6$	0.926	1.0	0.0215

Tabella 11.2: Rigidezze e spostamenti valutati secondo al Teoria di Plantema

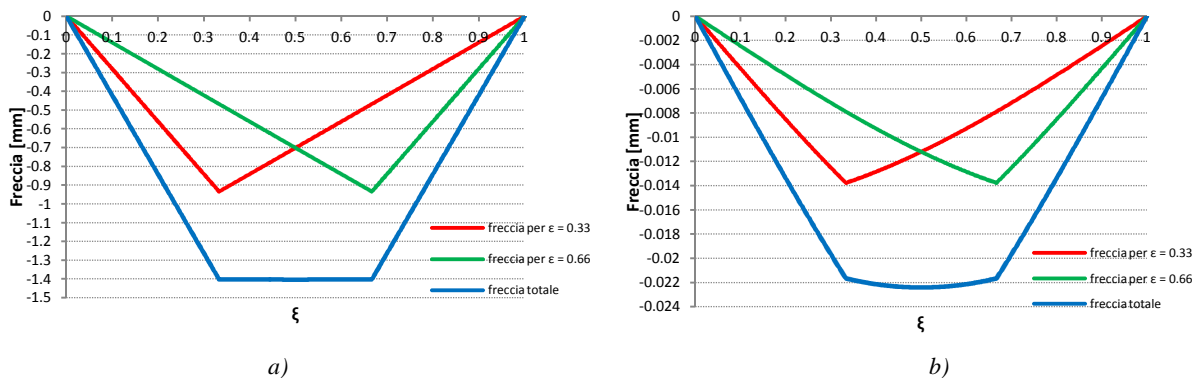


Figura 11.35: Andamento della deformata secondo la Teoria di Plantema per a) il prototipo 1; b) il prototipo 2

Il cambio di materiale dello strato intermedio non modifica la rigidezza flessionale ma influenza notevolmente la rigidezza tagliante dell'intera struttura. Questo è ben visibile nella disparità tra i valori del rapporto k nei due casi.

11.3.4 Teoria di Stamm & Witte

Sempre a partire dai parametri geometrici e meccanici riportati in Tab. 11.1 si possono ricavare i contributi irrigidenti della faccia superiore D_{f1} (2.27) e della faccia inferiore D_{f1} (2.28) secondo le ipotesi di Stamm & Witte. I dati per entrambi i prototipi sono riportati in Tab 11.3:

Prototipo	d [mm]	D_{trave} [Nmm ²]	D_{f1} [Nmm ²]	D_{f2} [Nmm ²]	D_{tot} [Nmm ²]	G_{trave} [N]
Prototipo1	93	$281425 \cdot 10^{11}$	$4.7 \cdot 10^9$	$1.269 \cdot 10^9$	$2.8625 \cdot 10^{11}$	53707.5
Prototipo2	93	$281425 \cdot 10^{11}$	$4.7 \cdot 10^9$	$1.269 \cdot 10^9$	$2.8625 \cdot 10^{11}$	$4.5 \cdot 10^6$

Tabella 11.3: Rigidezza flessionale e tagliante dei prototipi 1 e 2 secondo Stamm & Witte

La rigidezza flessionale, che aumenta notevolmente in entrambi i casi, può essere introdotta in (2.24-25-26) per ricavare rispettivamente i coefficienti α , β e λ^2 . Questi valori e l'abbassamento della sezione sotto il carico, per un carico di 1.0 kN, sono riportati in Tab. 11.4.

Prototipo	D_{tot} [Nmm ²]	G_{trave} [N]	α	β	λ^2	L [mm]	P [kN]	Freccia in $\xi=0.33$ [mm]
Prototipo1	$2.8625 \cdot 10^{11}$	53707.5	0.01715	25.9	1.513	450	1.0	0.23
	$2.8625 \cdot 10^{11}$	53707.5	0.01715	25.9	1.513	370	1.0	0.151
Prototipo2	$2.8625 \cdot 10^{11}$	$4.5 \cdot 10^6$	0.01715	25.9	1.513	450	1.0	0.0192
	$2.8625 \cdot 10^{11}$	$4.5 \cdot 10^6$	0.01715	25.9	1.513	370	1.0	0.0152

Tabella 11.4: Rigidezze e spostamenti valutati secondo al Teoria di Stamm & Witte

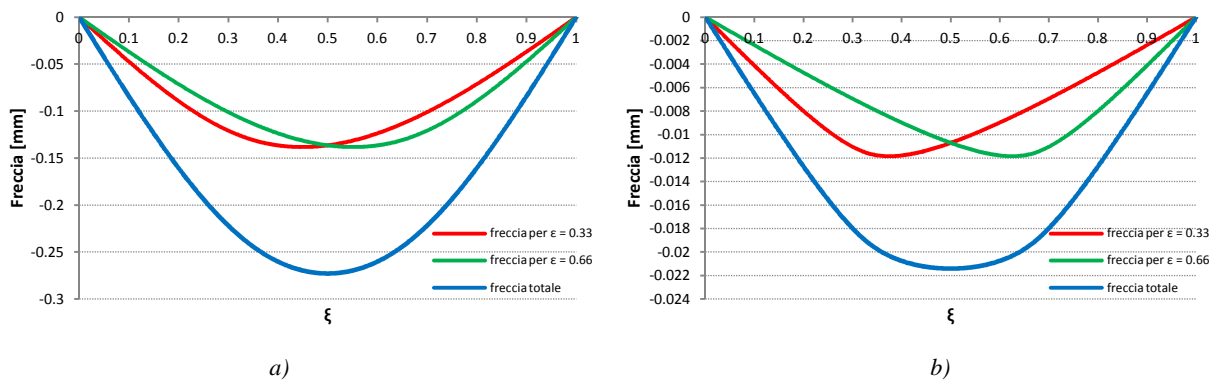


Figura 11.36: Andamento della deformata secondo la Teoria di Stamm & Witte per: a) il prototipo 1; b) il prototipo 2

La freccia del prototipo 1 (Fig. 11.38a) si riduce di circa l'80% rispetto a quanto previsto dalla teoria di Plantema, mentre per il prototipo 2 (Fig.11.38b) la riduzione è pari a circa il 10%. Il contributo irrigidente delle ali influenza maggiormente il comportamento del sandwich con il core meno rigido e modificare notevolmente il comportamento complessivo di entrambi gli elementi sandwich.

La presenza delle piastre diffusive in acciaio riduce in parte il braccio di carico e porta a un ulteriore irrigidimento della risposta. Per tenere conto di questo aspetto si ipotizza una luce libera della trave depurata della semilunghezza delle piastre, pari cioè a 370 mm, e si valutano nuovamente gli abbassamenti, i quali si riducono di circa il 6% per il Prototipo 1 e del 18% nel Prototipo 2.

11.3.5 Analisi FEM con TNO Diana 9.2

La mesh adottata per le analisi agli elementi finiti è illustrata in Fig. 11.37 ed è composta da 1360 elementi rettangolari *CQ16M*, 140 elementi lineari *CL12I* e da 4532 nodi.

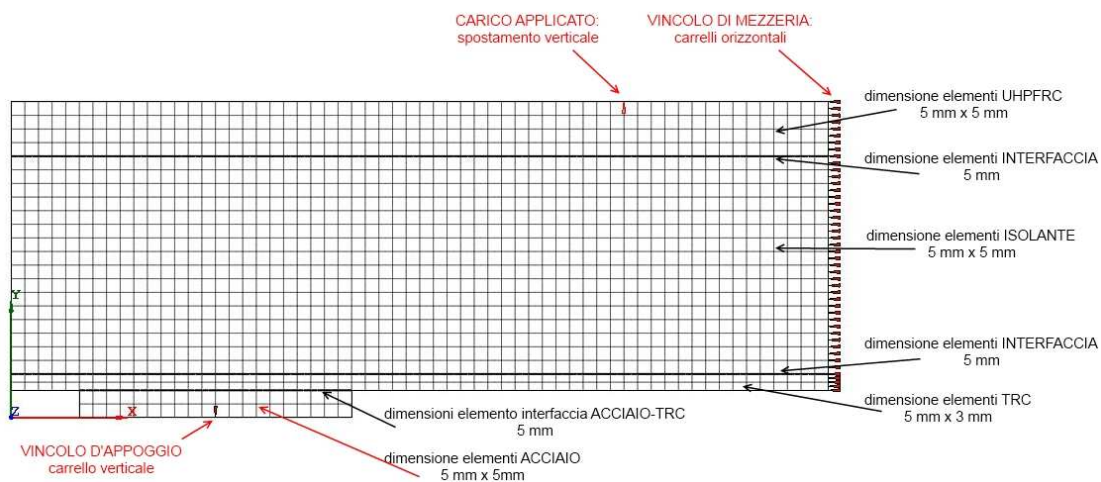


Figura 11.37: Mesh per l'analisi FEM del travetto sandwich

Per snellire i tempi di calcolo si è sfruttata la simmetria del sistema e si è limitata l'analisi a metà del provino, applicando ai nodi della sezione di mezzeria dei vincoli alla traslazione orizzontale. Il comportamento fessurativo dei materiali è stato modellato con il *Total Strain Rotating Crack Model* e le analisi non lineari sono state condotte, in controllo di spostamento, facendo collaborare, per velocizzare il raggiungimento della convergenza, il metodo iterativo *Quasi Newton* e l'algoritmo *Line Search*. Sono state svolte un totale di sette analisi, una per il Prototipo 1 e quattro per il Prototipo 2:

- Nella prima analisi si valuta il comportamento del Prototipo 1 ipotizzando un contatto rigido tra gli strati e eliminando quindi gli elementi d'interfaccia;
- Nella seconda analisi si valuta il comportamento del Prototipo 2 ipotizzando, anche in questo caso, un contatto rigido tra le mesh dei diversi strati. Si utilizza quindi una modellazione priva di linee di interfaccia tra gli strati in composito cementizio e lo strato intermedio in vetro cellulare;
- Nella terza analisi si riproduce il travetto sandwich con *core* in *Foamglas*[®] incollato con l'adesivo *Adesilex PGI*, si considerando quindi le linee di interfaccia e si modella il contatto con un legame perfettamente elastico di modulo *E* pari a 6000 MPa;
- Nella quarta analisi si determina il limite superiore del comportamento del travetto sandwich con *core* in *Foamglas*[®] incollato con l'adesivo *Norphen PU*, modellando l'interfaccia con un legame perfettamente elastico di modulo *E* pari a 600 MPa;
- Nella quinta e nella sesta analisi si determinano alcuni comportamento intermedi del travetto sandwich con *core* in *Foamglas*[®] incollato con l'adesivo *Norphen PU*, modellando l'interfaccia con un legame perfettamente elastico di modulo *E* pari rispettivamente a 60 MPa e 6 MPa;
- Nella settima analisi infine si determina il limite inferiore del comportamento del travetto sandwich con *core* in *Foamglas*[®] incollato con l'adesivo *Norphen PU*, modellando l'interfaccia con un legame perfettamente elastico di modulo *E* pari a 1 MPa.

Il comportamento all'interfaccia è modellato con un legame perfettamente elastico perché non si conoscono i reali valori di resistenza delle resine, e perché le analisi numeriche svolte sui provini di aderenza mostrano che la rottura avviene sempre per rottura dello strato isolante all'interfaccia. Le analisi dalla quattro alla sette servono infine per individuare un intervallo di comportamento per la resina *Norphen PU* di cui non è nota la rigidità.

11.3.5.1 Analisi 1: Prototipo 1 con contatto Rigido

La mesh utilizzata per questo travetto è priva degli elementi di interfaccia tra le croste ed il *core*, perché si ipotizza che il contatto chimico tra le parti sia più resistente rispetto al polistirene, e che quindi la rottura avvenga lato isolante. Lo step di spostamento è impostato a $\Delta f = 0.01$ mm fino al raggiungimento della picco, poi è incrementato a $\Delta f = 0.1$ mm fino al collasso l'elemento. Infittendo il passo nel tratto iniziale si individuano in modo migliore i valori di carico per cui si sviluppano le fessure nei diversi materiali. L'equilibrio per i vari step si raggiunge quando l'energia del sistema è inferiore a 0.001 e si consente all'algoritmo di svolgere al massimo 100 iterazioni per giungere a convergenza. Il comportamento Carico-Freccia è valutato considerando l'abbassamento del punto dell'intradosso del travetto nell'ascissa del punto di carico e depurandolo dell'abbassamento del punto all'estradosso nell'ascissa del punto d'appoggio, come da configurazione di misura (Fig.10.10) e l'andamento è riportato in Fig. 11.40.

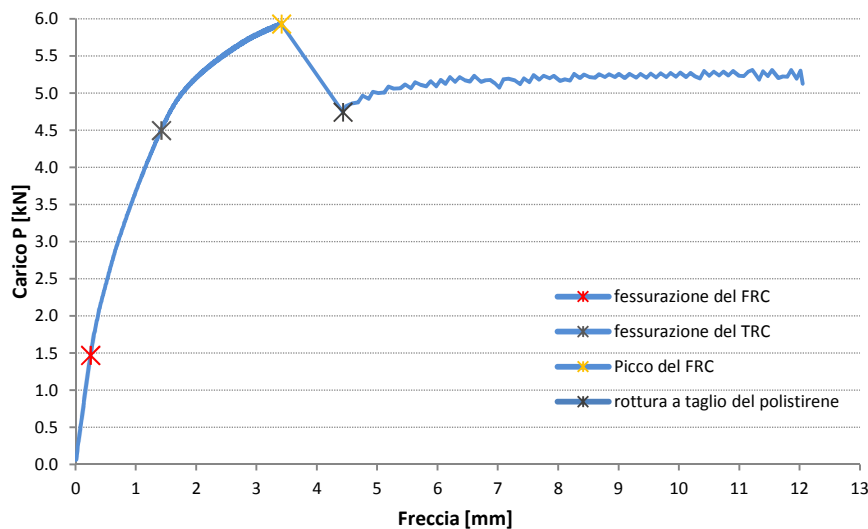


Figura 11.38: Grafico Carico-Freccia per il prototipo 1

La curva mostra un tratto elastico fino alla fessurazione dello strato superiore in *UHPFRC*, per $P = 1.47$ kN, a cui segue un secondo tratto rettilineo a pendenza inferiore, che si esaurisce con la prima fessurazione del *TRC*, per $P = 4.49$ kN. Al crescere del carico entrambe le facce esterne accumulano deformazioni nel processo di multifessurazione, e questo porta a un comportamento fortemente non lineare della curva. Un ulteriore contributo alla non linearità di questa fase è dato dallo schiacciamento verticale del polistirene che accumula anche deformazioni di scorrimento fino a $P = 5.93$ kN. In corrispondenza di questo valore di carico il calcestruzzo fibrorinforzato ha raggiunto il picco di resistenza a trazione e il polistirene ha esaurito la sua resistenza a taglio. A partire dal baricentro dello strato isolante si sviluppa quindi una fessura inclinata che si propaga fino al contatto con le ali, comportando la diminuzione della capacità della struttura sandwich e la perdita di congruenza tra i diversi strati. A questo punto le facce non riescono più a collaborare tra loro e il carico viene sopportato dallo strato superiore in *UHPFRC*, che si comporta come una trave appoggiata su un sottofondo elastico, e schiaccia progressivamente lo strato intermedio. Lo strato inferiore svolge a questo punto il solo ruolo di contenimento degli strati sovrastanti.

Le immagini di Fig. 11.39 mostrano l'andamento degli sforzi longitudinali lungo l'intero travetto nelle condizioni di carico più significative. Le deformazioni degli elementi della mesh, soprattutto nelle immagini c) e d), dimostrano che lo strato di polistirene subisce un forte schiacciamento in corrispondenza dell'aumento di carico.

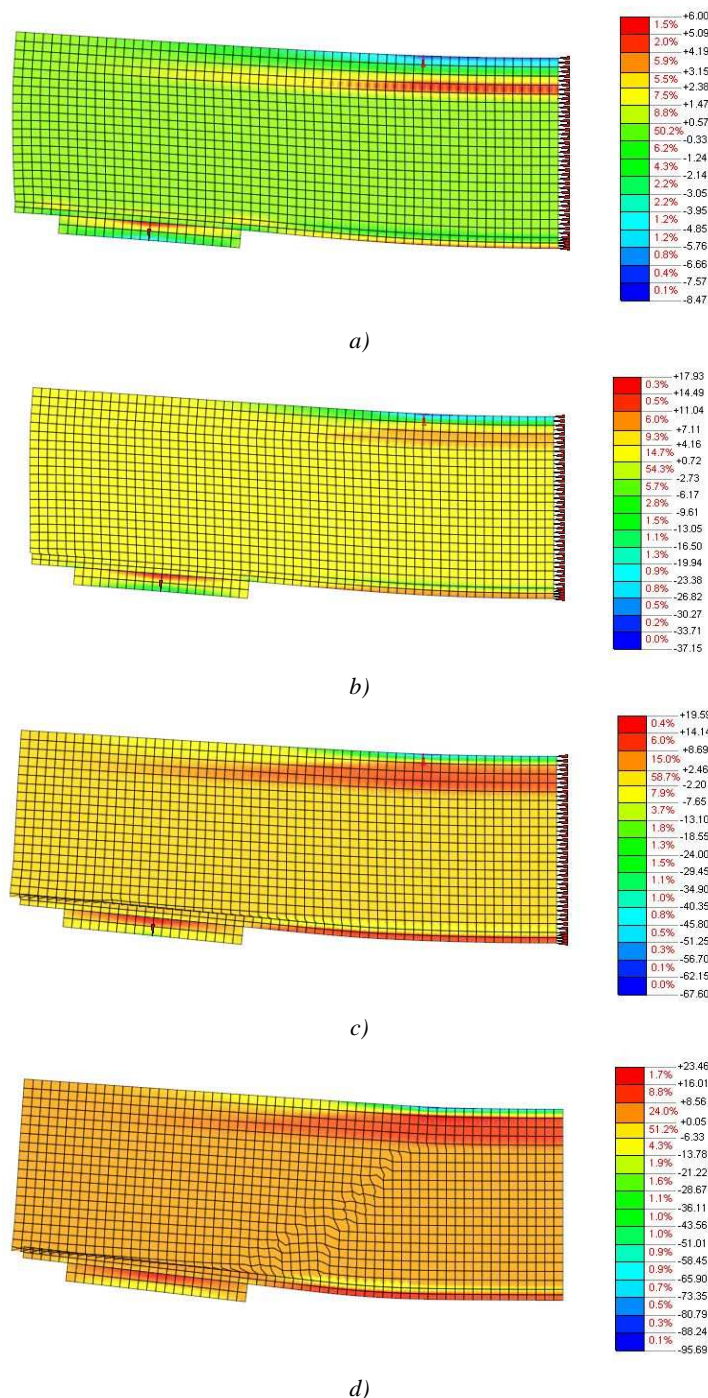


Figura 11.39: Panorama delle tensioni longitudinali per diversi step di carico: a) $P=1,47$ kN fessurazione del FRC; b) $P=4,49$ kN fessurazione del TRC; c) $P=5,93$ kN raggiungimento del picco nel FRC; d) rottura a taglio del polistirene

Il software *TNO Diana 9.2* consente inoltre di visualizzare gli andamenti degli sforzi principali e le Fig. 11.40a e 11.40b mostrano il cambiamento di direzione degli sforzi all'interno dello strato di isolante rispettivamente prima e dopo il momento della rottura a taglio. La Fig. 11.40c riporta invece lo stato fessurativo del travetto al momento della rottura a taglio del polistirene: si nota come il TRC e l'UHPFRC siano parzialmente fessurati e come la frattura a taglio, inclinata a poco più di 45°, provochi anche una parziale delaminazione lungo il contatto.

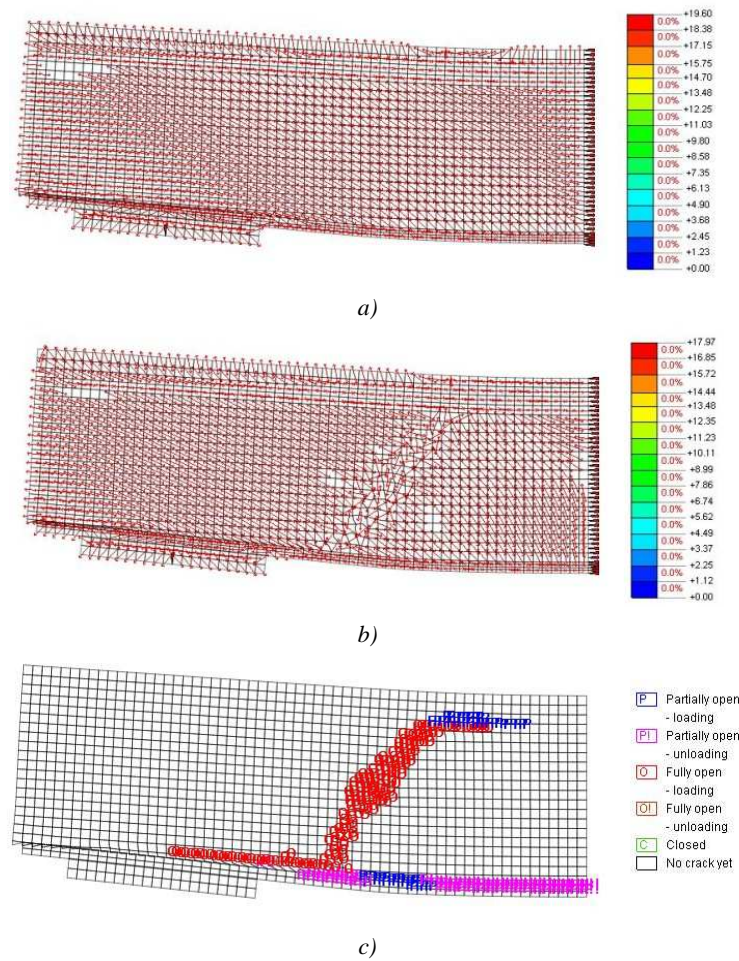
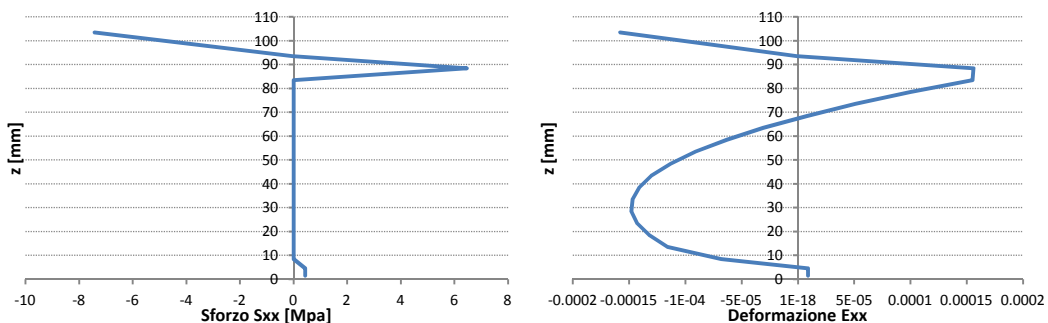
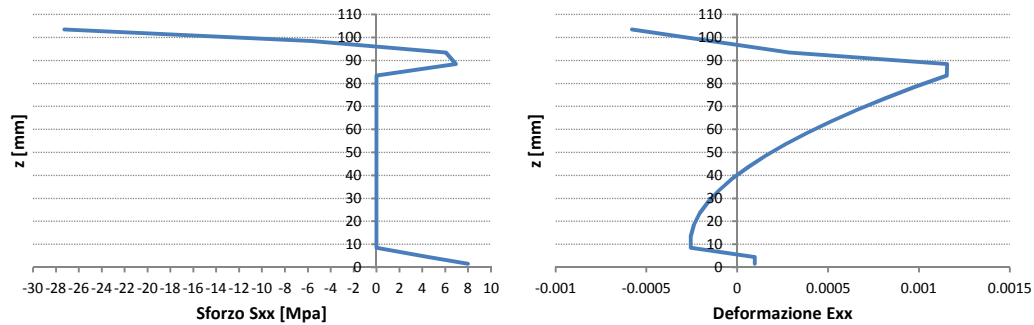


Figura 11.40: Andamento degli sforzi principali: a) prima e b) dopo la rottura a taglio e c) panorama fessurativo corrispondente

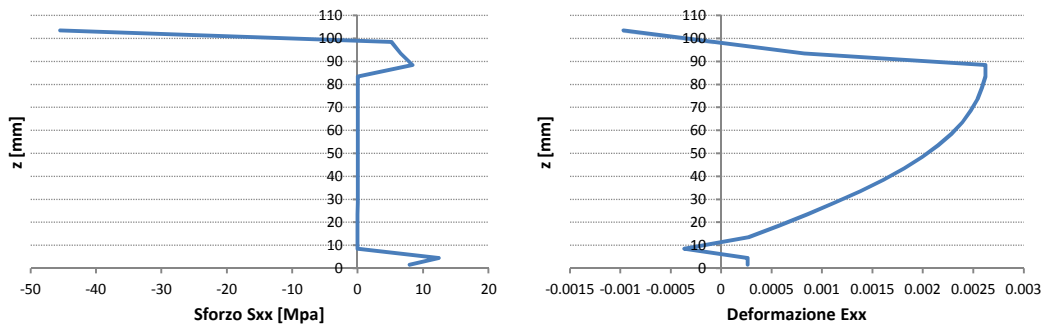
Gli andamenti delle tensioni e delle deformazioni longitudinali della sezione di mezzeria (Fig. 11.41) confermano che la presenza di un *core* poco rigido, sia trasversalmente che verticalmente, allontani il comportamento dal travetto sandwich dall'ipotesi di sezione piana proposta da Navier. È evidente che la resistenza flessionale è garantita in prevalenza dal UHPFRC, infatti, già per piccoli valori di carico, l'asse neutro della sezione si localizza all'interno dello spessore dello strato superiore. Guardando le deformazioni si nota inoltre che il polistirene, oltre a trasferire gli sforzi di trazione verso lo strato inferiore, subisce forti sforzi di compressione che lo costringono a dilatarsi.



a) fessurazione del FRC



b) fessurazione del TRC



c) raggiungimento del picco nel FRC

Figura 11.41: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico

Gli sforzi di taglio e gli scorrimenti, rilevati nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo (Fig. 11.42), confermano che le facce esterne forniscono un contributo irrigidente alla struttura prendendo parte delle sollecitazioni taglianti.

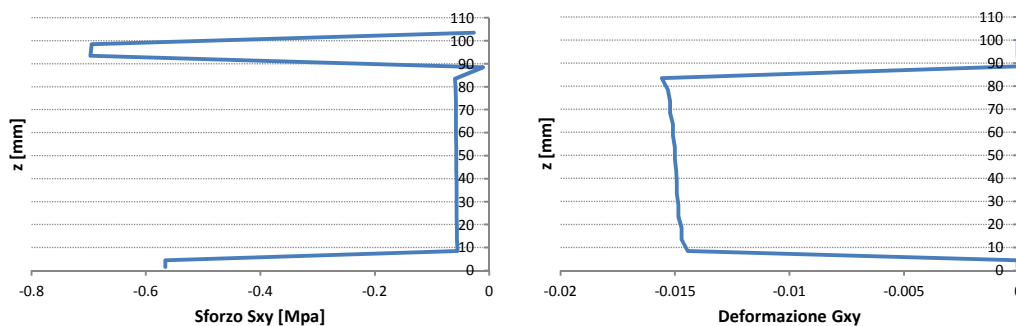


Figura 11.42: Sforzo di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo

Estrapolando i valori di deformazione nei punti in cui sono applicati gli estensimetri orizzontali, e inserendoli nelle equazioni (10.1) e (10.2), si riesce a ricostruire l'andamento Momento-Curvatura per l'intero travetto sandwich e per lo strato superiore in calcestruzzo fibrorinforzato (Fig. 11.43). Le due curve hanno un comportamento simile fino alla rottura a taglio, poi la mancanza di congruenza tra le parti costringe lo strato superiore a subire curvature maggiori rispetto a quelle rilevate sull'intero travetto sandwich. Questa differenza di deformazioni nel secondo tratto della curva conferma che, in seguito alla perdita di collaborazione nella stratigrafia, lo strato in UHPFRC risulta essere semplicemente appoggiato agli strati sottostanti e che si deforma in modo indipendente rispetto alla restante parte della struttura. Il Momento Resistente massimo risulta essere pari a circa 0.45 kNm.

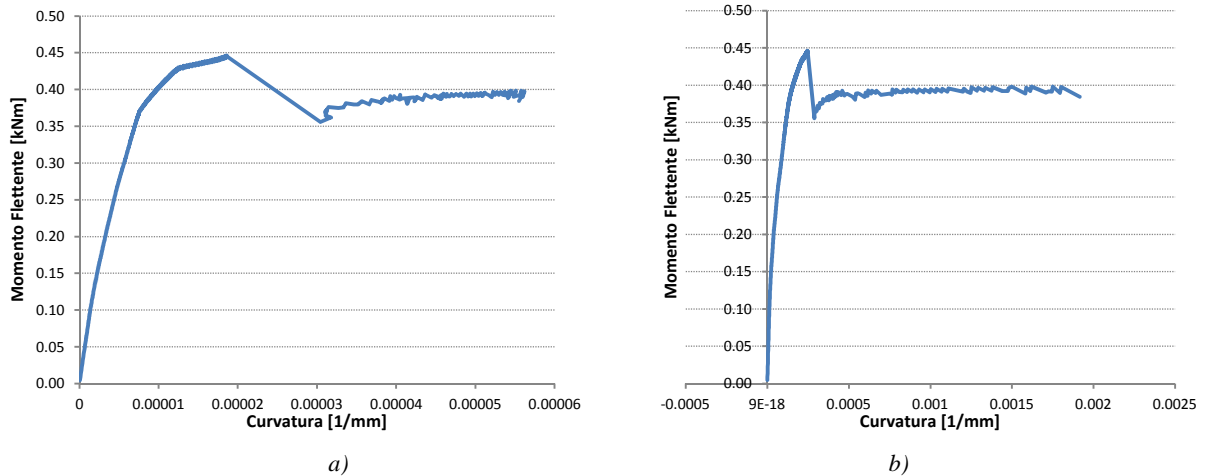


Figura 11.43: Andamento Momento-Curvatura per a) travetto sandwich; b) strato superiore in UHPFRC

Per riprodurre i dati rilevati dagli LVDT inclinati a 45° e posti nella zona a taglio costante, si è valutato lo spostamento relativo, orizzontale e verticale, nei punti di applicazione degli estremi di misurazione in funzione del taglio (Fig. 11.44a). Il corrispondente spostamento inclinato è ricavato tramite somma vettoriale delle due componenti e l'andamento in funzione del taglio è riportato in Fig. 11.44b.

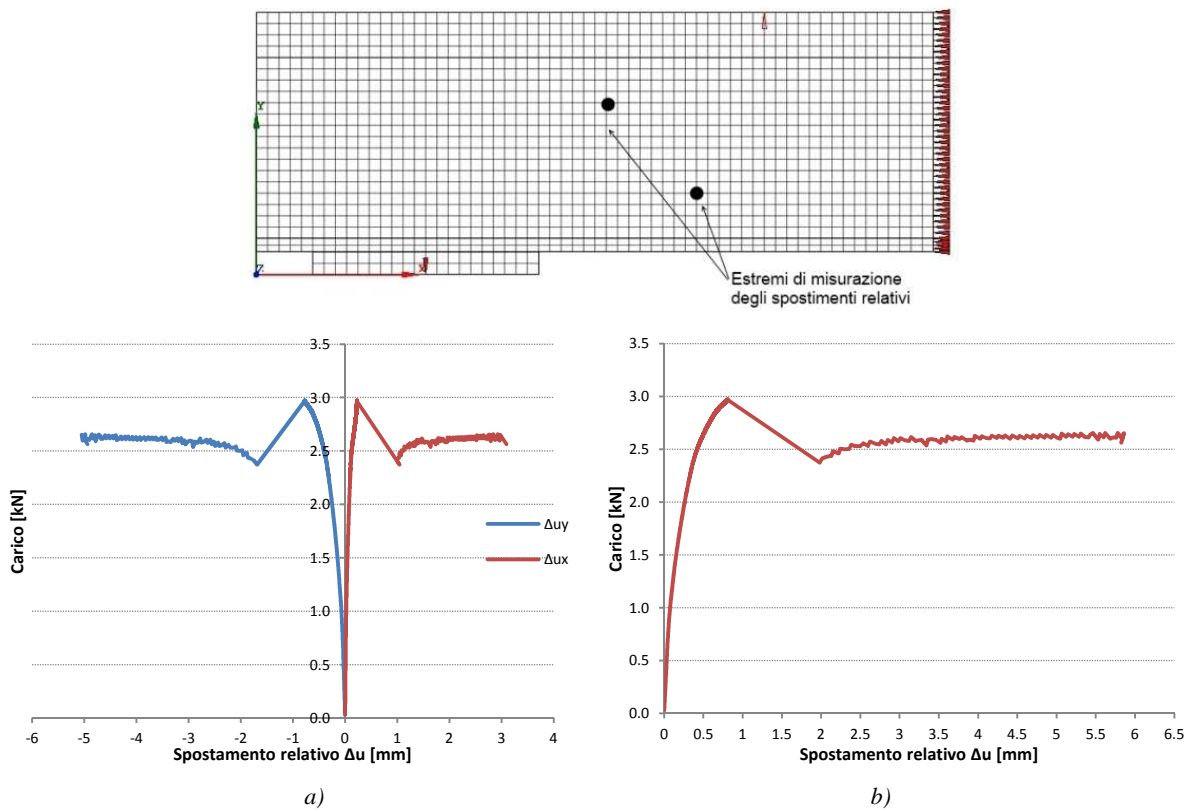


Figura 11.44: Diagramma taglio-spostamento relativo in corrispondenza dello strumento di misura a taglio

La curva Taglio - Spostamento Relativo mostra come al momento della rottura dello strato di polistirene in prossimità della fessura si sviluppi uno spostamento di quasi 1,5 mm.

11.3.5.2 Analisi 2: Travetto sandwich con core in Foamglas® e contatto rigido

Utilizzando la stessa mesh della prima analisi si determina il comportamento del travetto con core in Foamglas®, ipotizzando condizioni di aderenza perfetta. Lo step di spostamento è pari a $\Delta f = 0.001$ mm fino a 0.35 mm, e poi a $\Delta f = 0.01$ mm fino al collasso dell'elemento. Nella prima parte l'energia di convergenza è impostata 0.001, mentre nella seconda fase è aumentata a 0.002 per favorire il raggiungimento dell'equilibrio. Anche in questo caso l'analisi consente all'algoritmo di trovare la soluzione in massimo 100 iterazioni. Il comportamento Carico-Freccia, valutato come in precedenza, è riportato in Fig. 11.45.

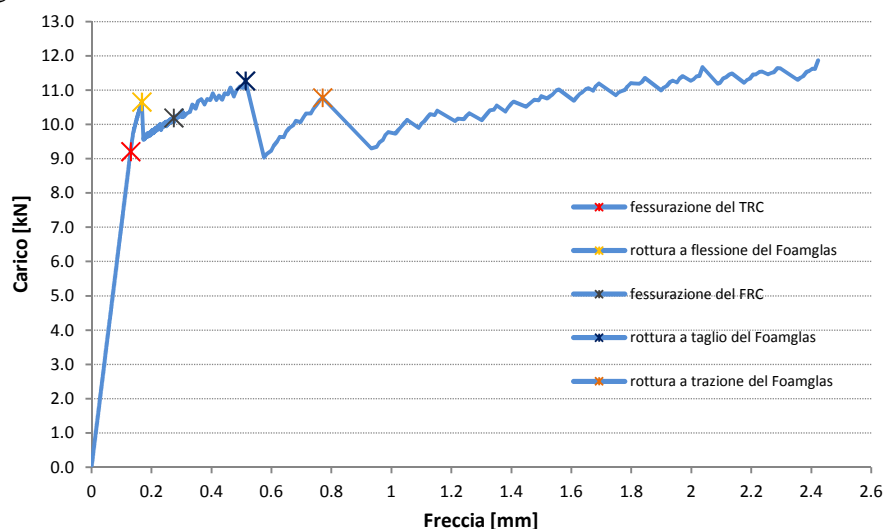


Figura 11.45: Grafico Carico-Freccia per il prototipo 2 con contatto rigido

Nella curva è possibile distinguere un primo tratto rettilineo elastico che, in seguito alla fessurazione del layer inferiore per $P = 9.20$ kN, cambia pendenza e prosegue fino al picco locale pari a $P = 10.65$ kN, dove si assiste alla rottura flessionale dello strato di isolante. In questa parte il comportamento del travetto sandwich è del tutto simile a quello di una trave: gli strati collaborano in modo perfetto tra loro e la sezione si mantiene piana anche in condizione deformata, con lo strato superiore tutto compresso e lo strato inferiore tutto teso. La fessurazione del Foamglas® in mezzeria provoca una parziale perdita di carico e modifica il flusso degli sforzi all'interno del travetto. Come avviene nelle travi in c.a. con armatura al lembo inferiore, dopo la fessurazione l'asse neutro trasla verticalmente, localizzandosi all'interno dello spessore dello strato in UHPFRC, e la struttura diventa meno rigida. Nel tratto successivo la capacità resistente è affidata in prevalenza al calcestruzzo fibrorinforzato, il quale comincia a fessurarsi per una freccia pari a 0,296 mm e un carico di 10.18 kN. In questo tratto il puntone compresso, che attraversa lo strato intermedio di isolante, trasferisce gli sforzi al TRC che incamerare deformazioni tramite il processo multifessurativo. In corrispondenza di $P = 11.26$ kN si raggiunge la resistenza massima a taglio del Foamglas®. L'energia liberata dalla formazione di una fessura obliqua nella zona a sollecitazione a taglio costante è visualizzata nel grafico con un'ulteriore perdita di capacità portante.

In seguito alle rotture flessionali e a taglio si perde definitivamente la congruenza tra gli strati, i quali risultano semplicemente sovrapposti e lavorano in modo indipendente tra loro. Lo strato in UHPFRC si prende carico di tutte le sollecitazioni comportandosi come una trave appoggiata su un letto di molle, lo strato intermedio incamera deformazioni plastiche mentre lo strato in TRC svolge un ruolo di contenimento. Per carichi crescenti la lastra in calcestruzzo fibrorinforzato tende a inflettersi e a sollevare le estremità, provocando degli sforzi di trazione nel Foamglas® sottostante. In corrispondenza della freccia pari a 0.78 mm si raggiunge la resistenza massima a trazione del vetro cellulare e si assiste alla rottura della zona di contatto. Nell'ultimo tratto di curva entrambe le croste aumentano le aperture di

fessura e il collasso avviene per completa delaminazione delle parti. Nella Fig. 11.46 sono riportati gli andamenti degli sforzi longitudinali all'interno del travetto nelle diverse situazioni di carico.

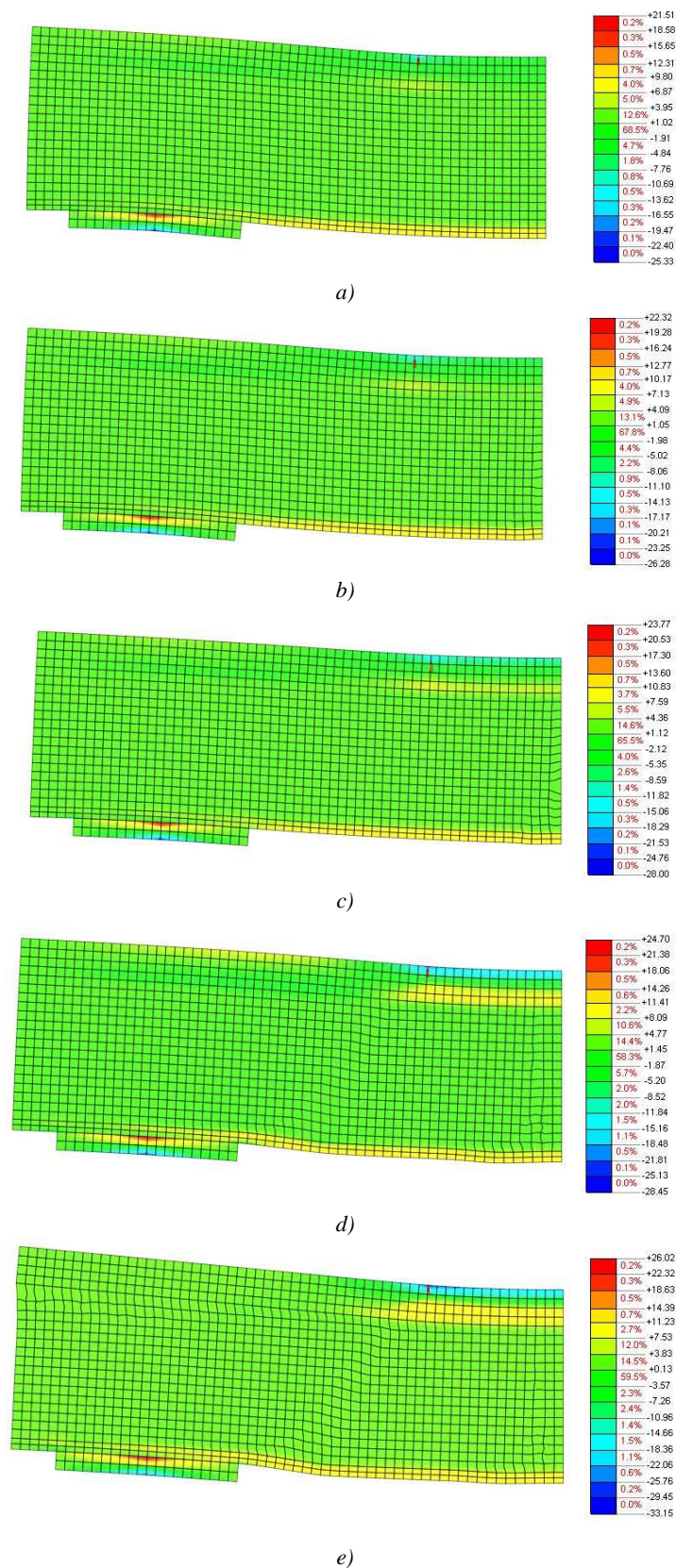
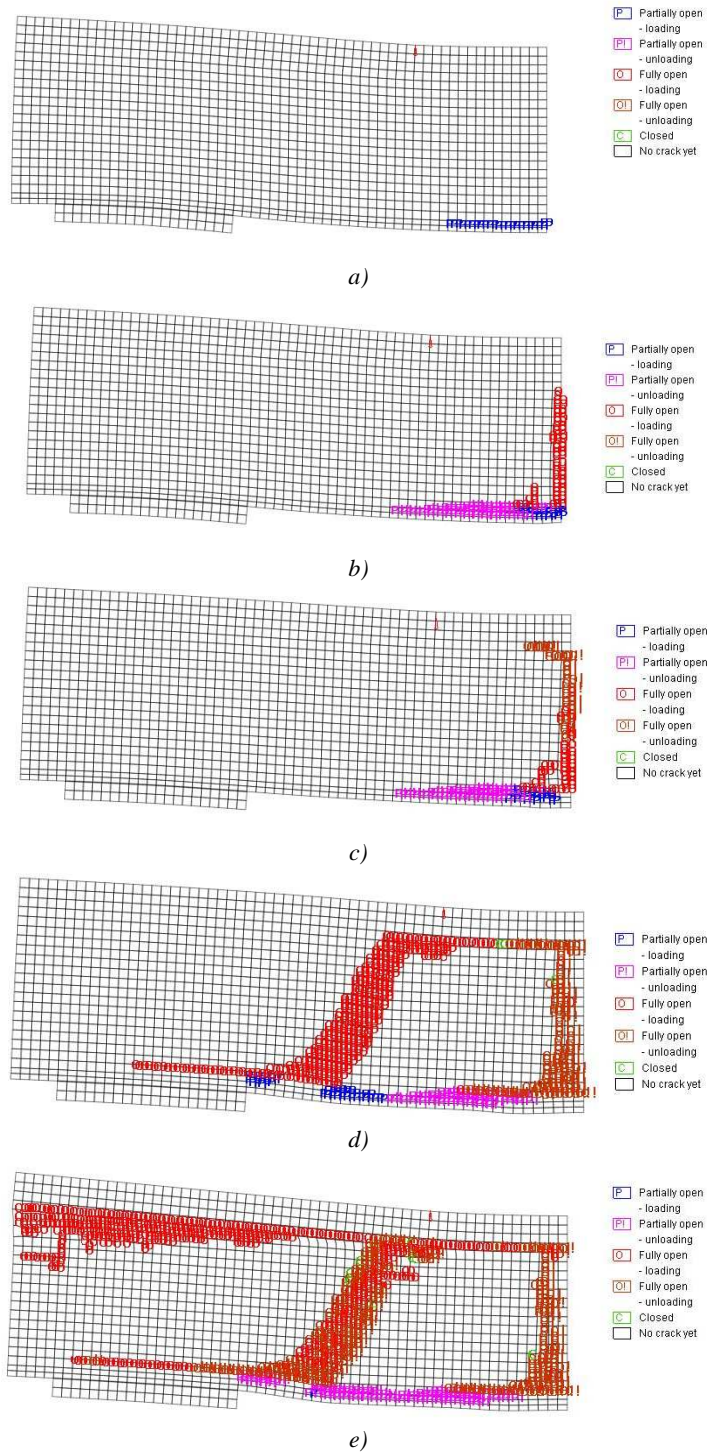
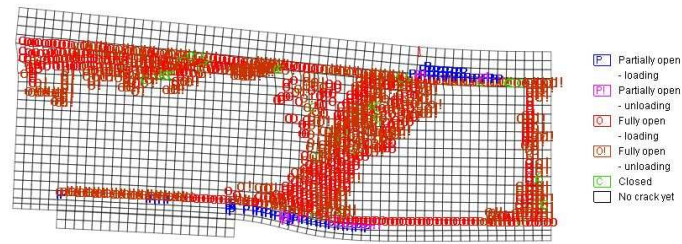


Figura 11.46: Panorama delle tensioni longitudinali nelle diverse situazioni di carico: a) $P=9.20$ kN fessurazione del TRC; b) $P=10.65$ kN primo picco locale: rottura a flessione del Foamglas®; c) $P=10.18$ kN fessurazione del FRC; d) $P=11.26$ kN secondo picco locale: rottura a taglio del Foamglas®; e) $P=10.71$ kN terzo picco locale: rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas

Il panorama fessurativo in Fig. 11.47 mostra in modo accurato i meccanismi descritti nella pagina precedente. In particolare l'immagine d), corrispondente alla rottura a taglio dello strato intermedio, mostra come entrambe le croste siano in fase avanzata di fessurazione e come buona parte del contatto tra gli strati nel tratto a momento costante sia interessato da delaminazione. Nella immagine e) si visualizza invece il completo distacco del lembo superiore in calcestruzzo fibrorinforzato e si intuisce che gli strati collaborino tra loro per semplice sovrapposizione.

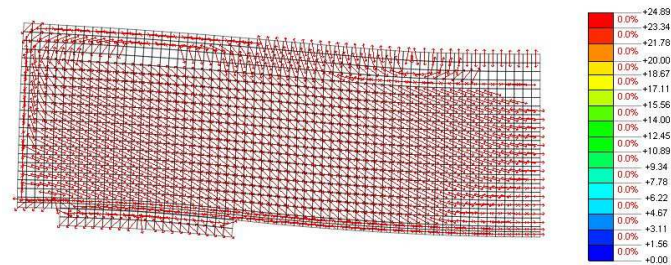




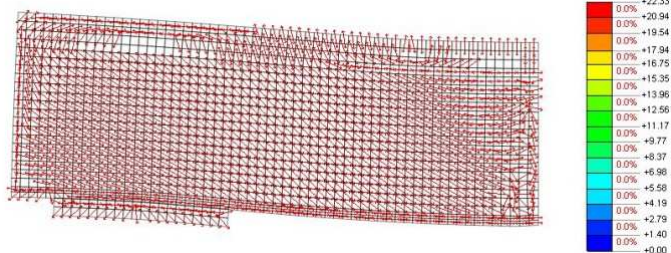
f)

Figura 11.47: Panorama fessurativo nelle diverse situazioni di carico: a) $P=9.20$ kN fessurazione del TRC; b) $P=10.65$ kN primo picco locale: rottura a flessione del Foamglas; c) $P=10.18$ kN fessurazione del FRC; d) $P=11.26$ kN secondo picco locale: rottura a taglio del Foamglas; e) $P=10.71$ kN terzo picco locale: rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas; f) rottura totale del travetto.

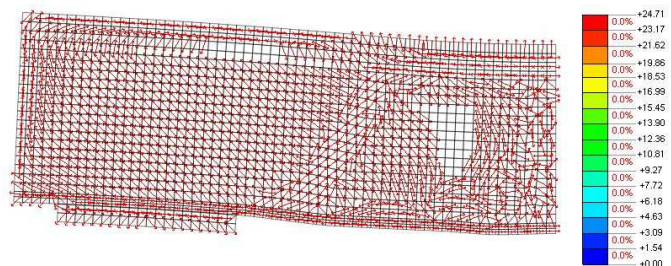
La Fig. 11.48 riporta l'andamento del flusso degli sforzi principali e le variazioni che subisce ogni volta che si attiva uno dei meccanismi di rottura. Da queste immagini si intuiscono i percorsi che gli sforzi compiono per trasferirsi dal punto di applicazione del carico fino all'appoggio e si stima la capacità di redistribuzione degli sforzi nella struttura.



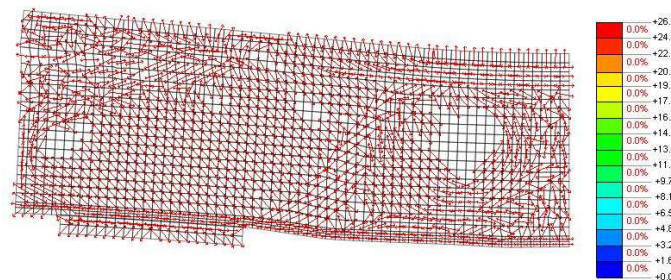
a)



b)



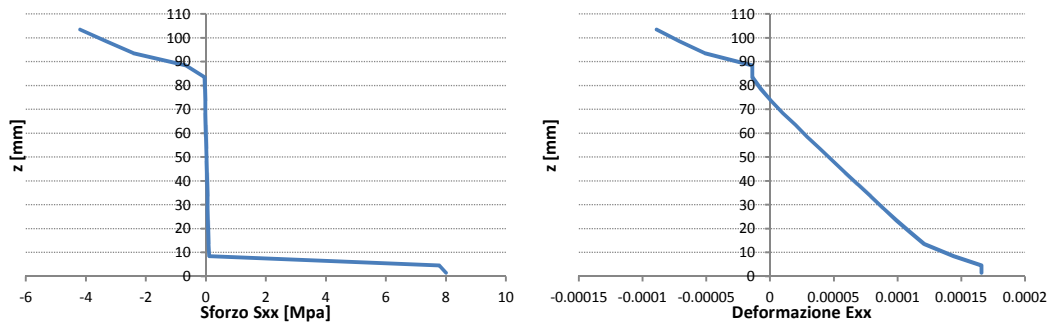
c)



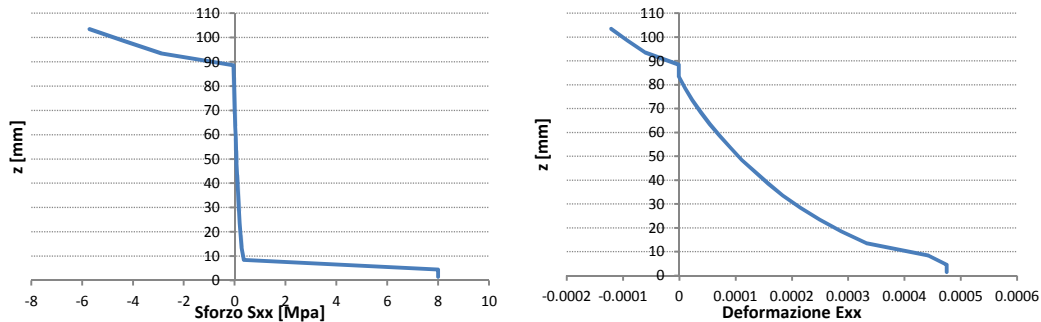
d)

Figura 11.48: Andamento degli sforzi principali a) provino intatto; b) rottura a flessione del Foamglas; c) rottura a taglio del Foamglas; d) rottura a trazione del Foamglas

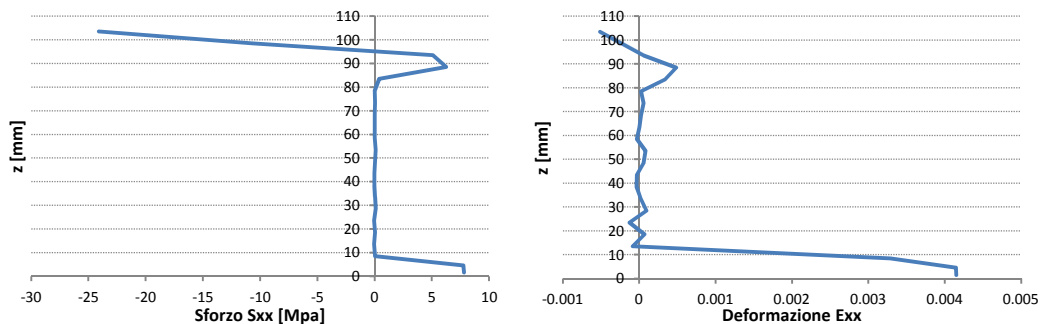
L'andamento delle tensioni e delle deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria (Fig. 11.49a-b) conferma che il travetto sandwich assume un comportamento a trave fino all'insorgere della rottura a flessione: la deformata lungo la sezione è infatti lineare e l'asse neutro si localizza all'interno dello spessore dell'isolante. L'immagine c) mostra come, in seguito alla fessurazione verticale, il *Foamglas*[®] non riesca più a trasferire gli sforzi longitudinali e come il contributo flessionale sia quindi affidato al solo strato superiore in *UHPFRC*. A differenza del polistirene, il vetro cellulare non manifesta effetti di schiacciamento verticale, assicurando una migliore risposta strutturale dell'intero elemento.



a) fessurazione del TRC



b) rottura flessionale del Foamglas



c) rottura a trazione del Foamglas

Figura 11.49: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico

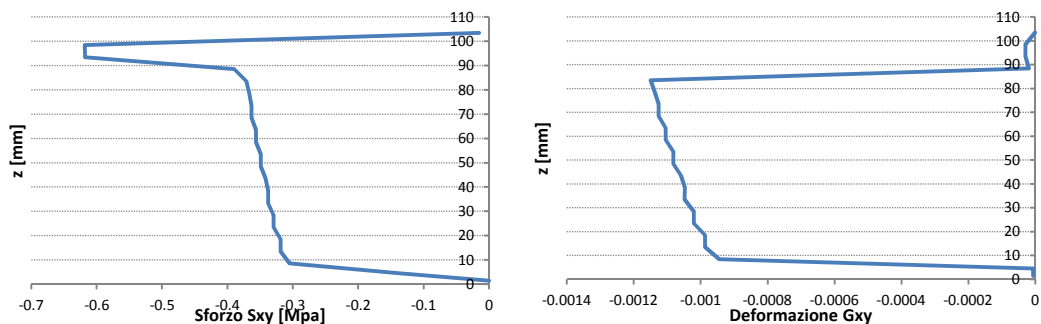


Figura 11.50: Sforzo di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo

Anche in questo caso gli sforzi di taglio e gli scorrimenti rilevati nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante, e riportati in Fig. 11.52, confermano la teoria di *Stamm & Witte*, la quale ipotizza un contributo irrigidente a taglio da parte delle ali esterne.

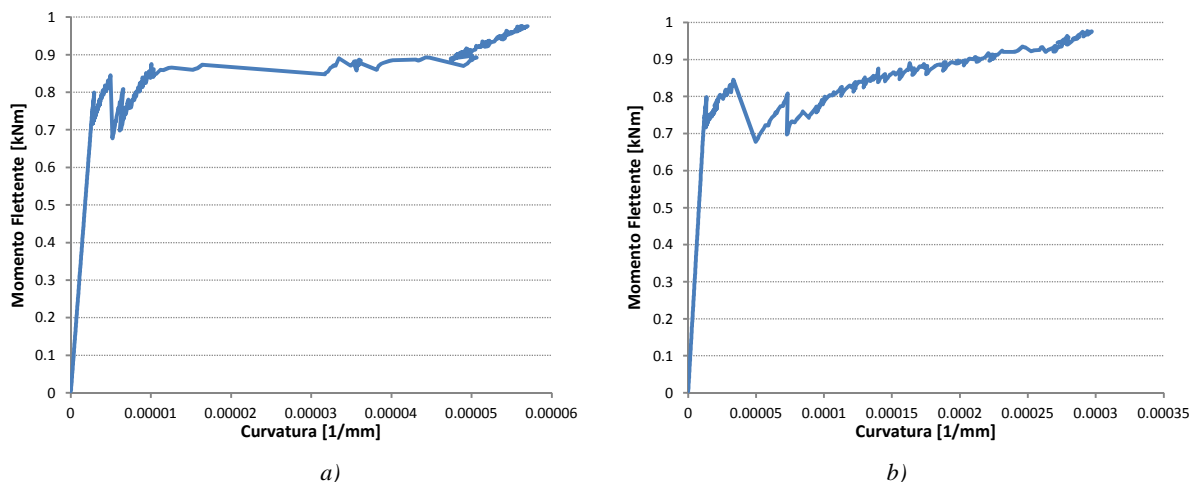


Figura 11.51: Andamento Momento-Curvatura per a) travetto sandwich; b) strato superiore in UHPFRC

Gli andamenti Momento-Curvatura per l'intero travetto sandwich e per lo strato superiore, ricavati secondo la procedura descritta nel paragrafo precedente, sono riportati in Fig. 11.50. Come intuibile dagli andamenti degli sforzi lungo la sezione, il primo tratto della curva è identico sia per il travetto sandwich, sia per lo strato superiore. È successivamente alla rottura a flessione che la lastra in *UHPFRC* incamera curvature superiori a quelle registrate per l'intero travetto, confermando che gli strati lavorano in modo indipendente. Il Momento massimo raggiunto è pari a circa 0,8 kNm.

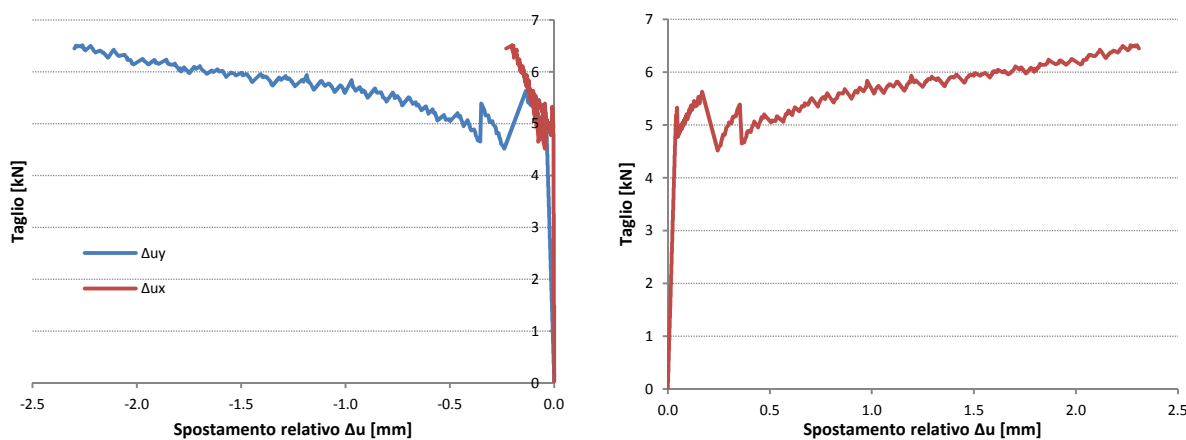


Figura 11.52: Diagramma taglio-spostamento relativo in corrispondenza dello strumento di misura a taglio

La misurazione degli spostamenti relativi nella zona a taglio costante mostra come il differenziale degli spostamenti verticali sia superiore rispetto a quello degli spostamenti lungo l'orizzontale. Il diagramma che rappresenta lo spostamento inclinato, valutato con il prodotto vettoriale, non si discosta quindi di molto dall'andamento Carico-Freccia riportato a inizio paragrafo.

11.3.5.3 Analisi da 3 a 7: travetto sandwich con core in Foamglas® e interfaccia

Dopo aver valutato il comportamento del travetto nelle condizioni di aderenza perfetta si sceglie di perfezionare il modello per ricavare risultati più fedeli a ciò che avviene nella realtà. Si utilizza quindi la mesh di Fig. 11.37, dove le linee di contatto tra gli strati sono modellate con elementi interfaccia con comportamento perfettamente elastico e modulo elastico E pari a 6000 MPa, 600 MPa, 60 MPa, 6 MPa e 1MPa. Il primo valore corrisponde al comportamento meccanico della resina *Adesilex PG1*, il secondo e l'ultimo individuano rispettivamente il limite superiore e il limite inferiore per il comportamento della resina *Norphen PU*, mentre il terzo e il quarto sono valori intermedi per un adesivo di cui non si conoscono le proprietà meccaniche. Le analisi sono state implementate incrementando lo spostamento con $\Delta f = 0.001$ mm fino all'abbassamento pari a 0.60 mm, e poi con $\Delta f = 0.005$ mm fino a collasso dell'elemento. L'energia massima di convergenza è imposta anche in questo caso a 0.001 nel primo tratto e a 0.002 nel secondo, permettendo al software di trovare la soluzione in massimo 100 iterazioni. I parametri meccanici che descrivono il contatto d'interfaccia nelle diverse analisi sono riportati in Tab.11.5:

Analisi n°	Contatto	Spessore [mm]	Rigidezza E [MPa]	Coeff. di Poisson	Rigidezza G [MPa]	Rigidezza K_n [N/mm ³]	Rigidezza K_t [N/mm ³]
3	Adesilex PG1	2	6000	0.3	2307.7	3000.00	1153.85
4	Norphen PU	2	600	0.3	230.8	300.00	115.38
5	Norphen PU	2	60	0.3	23.1	30.00	11.54
6	Norphen PU	2	6	0.3	2.31	30.00	1.154
7	Norphen PU	2	1	0.3	0.43	30.00	0.22

Tabella 11.5: Parametri del contatto introdotti nelle diverse Analisi FEM

Le curve Carico-Freccia ricavate con le analisi 3, 4 e 5 sono riportate rispettivamente nelle Fig. 11.53, 11.54 e 11.55.

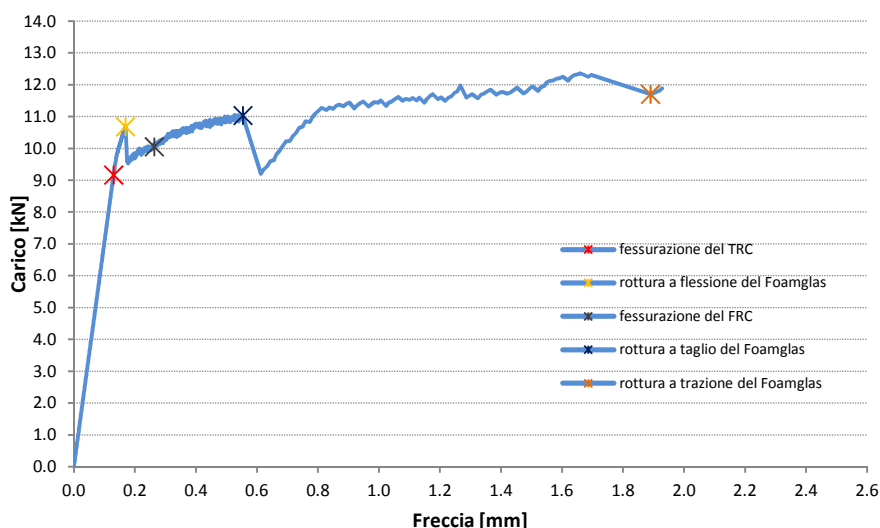


Figura 11.53: Analisi 3: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=6000$ MPa

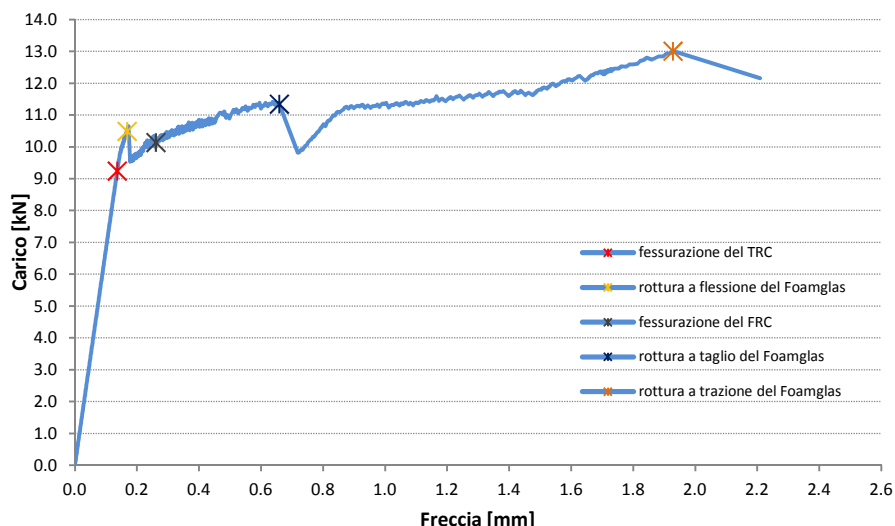


Figura 11.54: Analisi 4: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=600 \text{ MPa}$

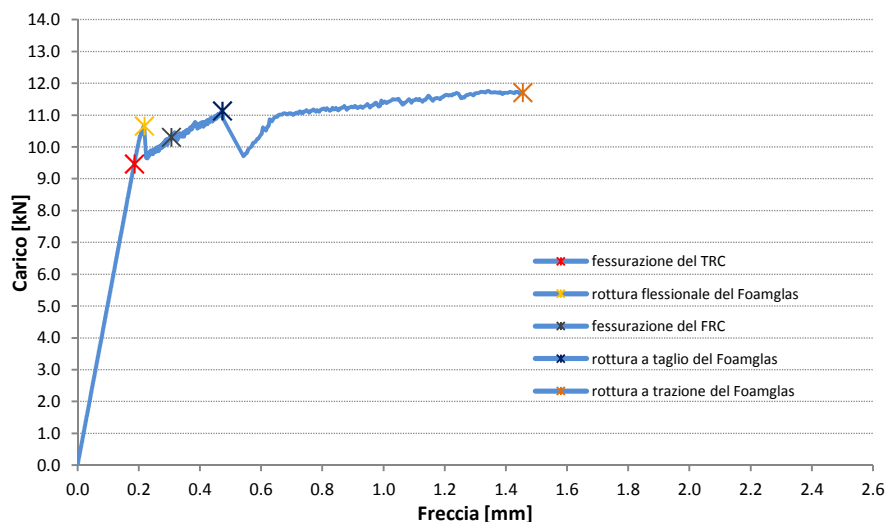


Figura 11.55: Analisi 5: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=60 \text{ MPa}$

L'andamento qualitativo di queste prime tre curve è molto simile a quello ricavato nella seconda analisi e anche i meccanismi di rottura si attivano seguendo lo stesso ordine, mentre le ultime due curve mostrano un comportamento totalmente differente. Si focalizza inizialmente l'attenzione sulle analisi 3,4 e 5 e si riportano in Tab. 11.6 i valori di carico e spostamenti che caratterizzano i diversi cinematismi.

Analisi	Contatto [MPa]	fessurazione TRC		rottura flessionale Foamglas		fessurazione FRC		rottura a taglio del Foamglas		rottura a trazione del Foamglas	
		carico [kN]	freccia [mm]	carico [kN]	freccia [mm]	carico [kN]	freccia [mm]	carico [kN]	freccia [mm]	carico [kN]	freccia [mm]
2	rigido	9.20	0.13	10.65	0.167	10.18	0.274	11.26	0.513	10.77	0.77
3	6000	9.16	0.13	10.68	0.169	10.05	0.263	11.03	0.550	11.70	1.69
4	600	9.24	0.13	10.64	0.172	10.21	0.262	11.34	0.659	13.00	1.92
5	60	9.47	0.15	10.66	0.217	10.31	0.306	11.13	0.472	11.70	1.45

Tabella 11.6: valori di Carico-Freccia dei punti notevole per le diverse analisi

I valori di carico che attivano le diverse rotture sono simili ma si possono riscontrare alcune variazioni nei relativi valori di spostamento. Osservando i dati delle prime tre analisi riportate in Tab. 11.6, si nota che i comportamenti sono praticamente identici fino alla fessurazione del calcestruzzo fibrorinforzato, mentre le rotture a taglio e a trazione avvengono per valori di freccia superiori. Questo aumento del valore della

freccia nelle curve ottenute dai modelli a interfaccia elastica è legato al fatto che, successivamente alla rottura a flessione, l'intensità del trasferimento a taglio degli sforzi diminuisce e parte delle sollecitazioni viene incamerata nel contatto elastico sotto forma di scorrimenti. I dati ottenuti nella quinta analisi mostrano invece la tendenza a un cambiamento del comportamento: il contatto meno rigido rende più deformabile la struttura nella prima fase e anticipa l'attivazione degli ultimi due meccanismi. Si omettono gli andamenti degli sforzi e delle deformazioni ottenuti per le analisi con rigidità del contatto pari a $E = 6000$ MPa e a $E = 600$ MPa, poiché sono molto simili a quelli già riportati nel paragrafo precedente. Ci si limita a riportare gli aspetti più interessanti mostrati nell'analisi svolta con la rigidità ridotta a $E = 60$ MPa.

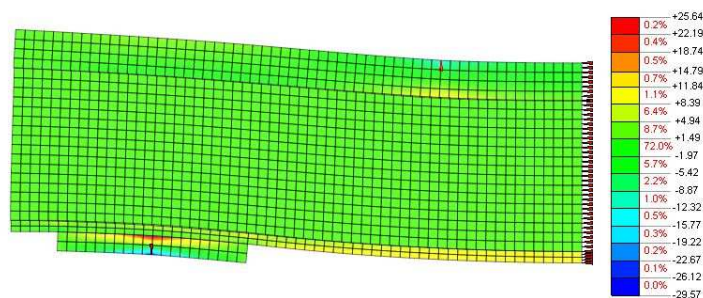
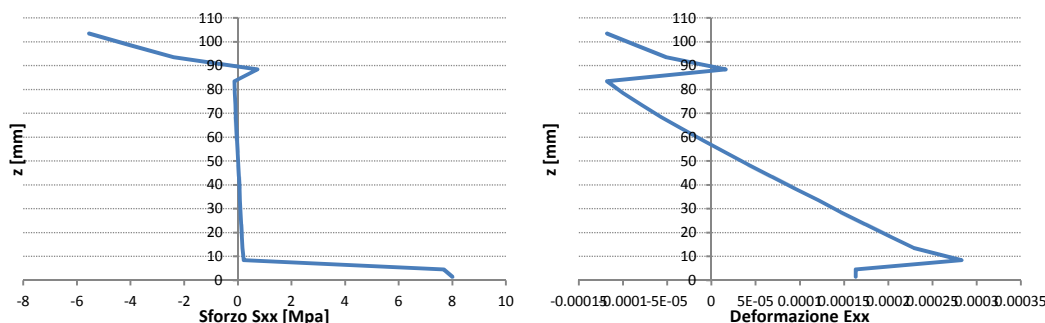
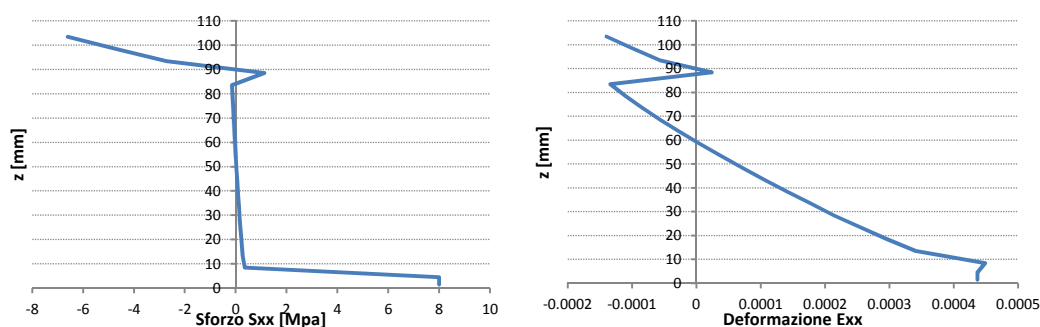


Figura 11.56: Sforzi longitudinale nel travetto con interfaccia a rigidità $E = 60$ MPa

La Fig. 11.57 rappresenta le tensioni longitudinali presenti nel travetto nell'istante in cui si fessura lo strato di TRC. La configurazione deformata mostra come, anche per carichi di piccola entità, i diversi strati tendano a scorrere uno sull'altro, confermando che l'aumento di flessibilità dell'adesivo comporta una collaborazione meno efficace della stratigrafia del sandwich. L'interfaccia reagisce quindi agli sforzi di taglio attivando degli scorrimenti relativi, e ciò è ben visibile nei grafici di Fig. 11.57: prima della rottura del Foamglas® ciascuno strato si deforma mantenendo piana la propria sezione, ma l'andamento della deformata sull'intero spessore del sandwich esibisce bruschi salti di deformazione all'altezza delle due linee di contatto.



a) fessurazione del TRC



b) rottura flessionale del Foamglas

Figura 11.57: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico

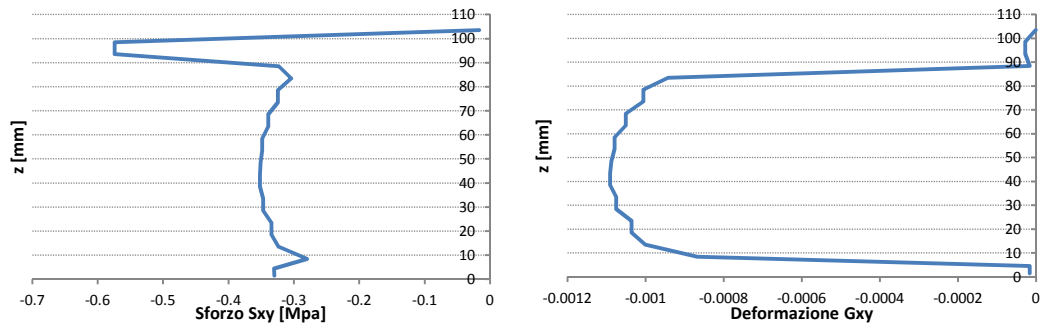


Figura 11.58: Sforzo di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per il carico massimo

Questo aspetto è evidente anche nell'andamento degli sforzi di taglio di Fig.11.58, dove all'altezza delle interfacce si assiste a una riduzione locale delle sollecitazioni.

Le curve Carico-Freccia ricavate invece con le analisi 6 e 7 sono riportate rispettivamente nelle Fig. 11.59, 11.60.

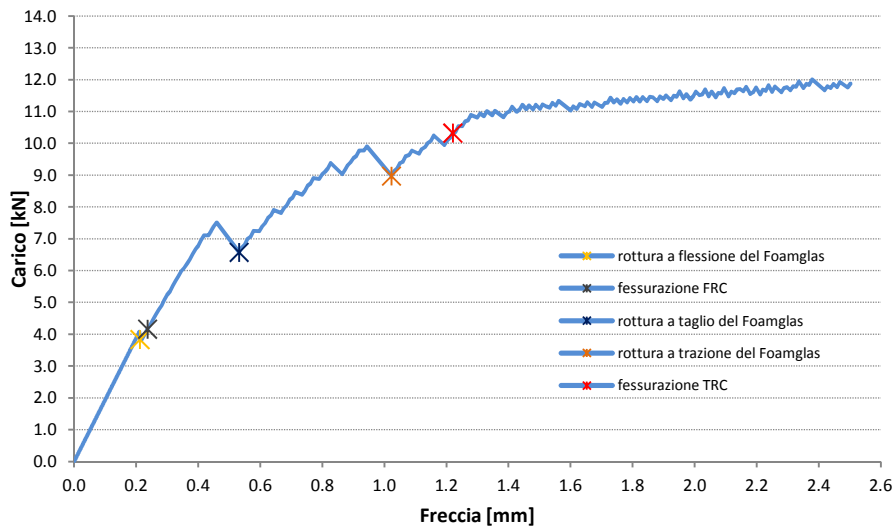


Figura 11.59: Analisi 6: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=6\text{ MPa}$

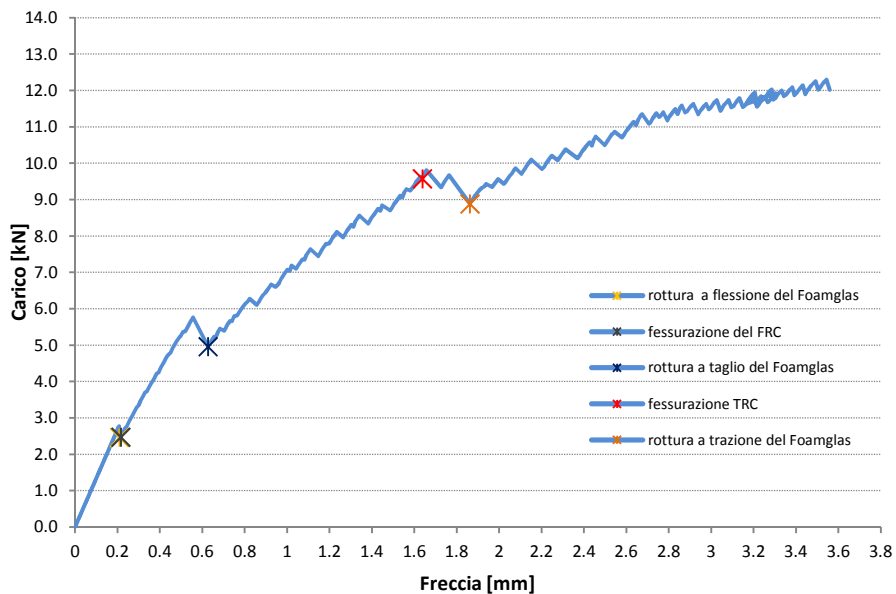


Figura 11.60: Analisi 7: andamento carico-freccia per il prototipo 2 con interfaccia di modulo elastico $E=1\text{ MPa}$

In entrambe le curve è possibile distinguere un breve tratto elastico che viene interrotto dalla rottura istantanea per flessione del *Foamglas*[®]. Questo meccanismo è anticipato rispetto a quanto rilevato nelle analisi precedenti, perché l'adesivo poco rigido lascia lavorare gli strati in modo autonomo, come se fossero semplicemente appoggiati, e quindi la redistribuzione degli sforzi e delle deformazioni non segue quanto previsto per la tipica struttura sandwich. La curva prosegue con pendenza quasi invariata grazie alla variazione dei flussi di sforzo, che si concentrano nel puntone compresso all'interno dello strato isolante, e che portano all'attivazione del successivo meccanismo di rottura a taglio. Come avvenuto nelle analisi precedenti, questa rottura comporta la totale perdita di collaborazione tra le parti e quindi la capacità portante è affidata in prevalenza allo strato superiore in *UHPFRC*. Lo strato intermedio si limita ad accumulare scorrimenti e a trasferire gli sforzi verticali allo strato inferiore in *TRC*, il quale svolge il ruolo di contenimento degli strati superiori. Il terzo tratto della curva è comunque incrudente ma presenta quindi una pendenza ridotta, e si esaurisce con la rottura per distacco del vetro cellulare dagli estremi laterali della lastra superiore. Il comportamento successivo è caratterizzato dalla progressiva

multifessurazione di tutti e tre gli strati e dall'aumento degli spostamenti a carico pressoché costante fino al collasso della struttura. Dato che gli andamenti tensionali e deformativi sono qualitativamente simili per entrambe le analisi ci si limita a riportare quanto ottenuto nell'analisi 7 con rigidezza E pari a 1 MPa.

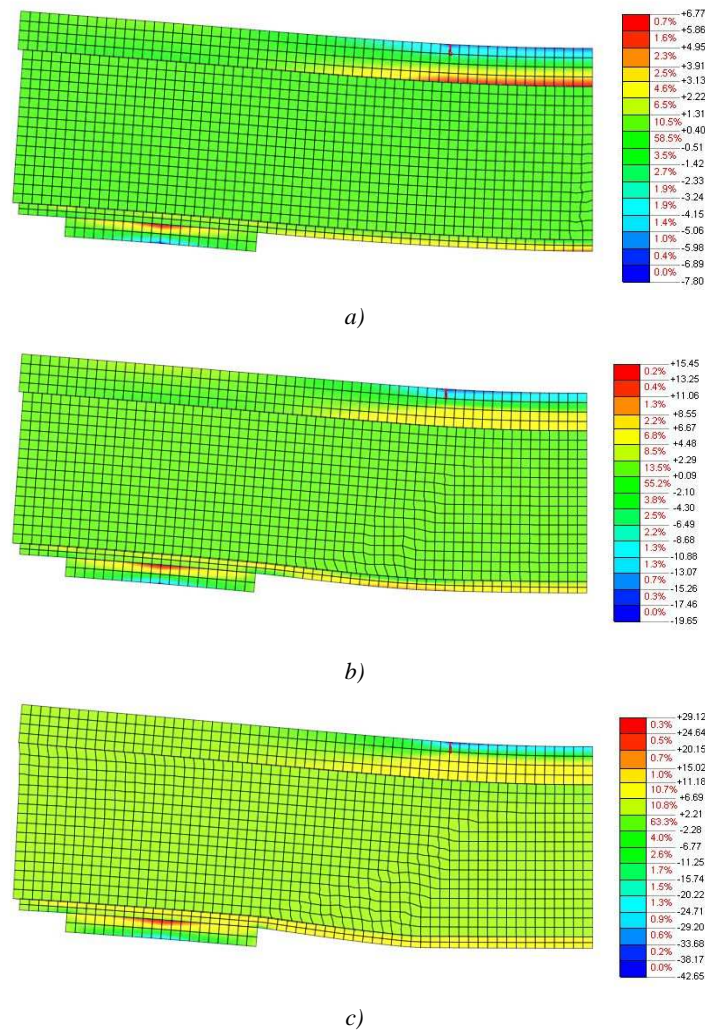
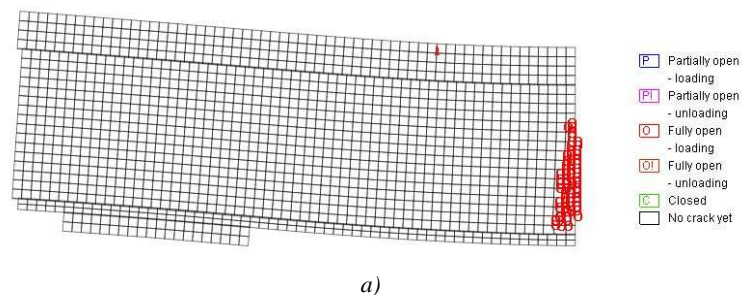


Figura 11.61: Panorama delle tensioni longitudinali nelle diverse situazioni di carico: a) $P=2.47$ kN rottura a flessione del Foamglas®; b) $P=4.96$ kN rottura a taglio del Foamglas®; c) $P=8.88$ kN rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas.

Gli andamenti degli sforzi longitudinali e delle deformate riportate in Fig. 11.61 evidenziano come gli strati possano scorrere tra loro, limitando l'effetto irrigidente legato alla tecnologia sandwich, e come lo strato inferiore in TRC svolga un ruolo di contenimento degli strati superiori, limitando, per quanto possibile, gli abbassamenti verticali. Questi aspetti sono confermati nel panorama fessurativo di Fig. 11.62, il quale mostra come si distribuiscono e si diffondono le fratture e le fessure all'interno dei diversi strati all'attivazione dei diversi meccanismi di rottura.



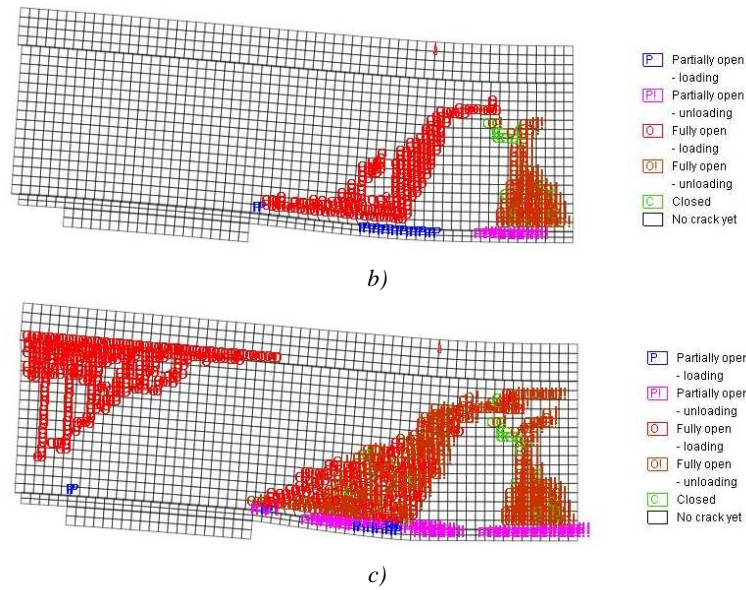
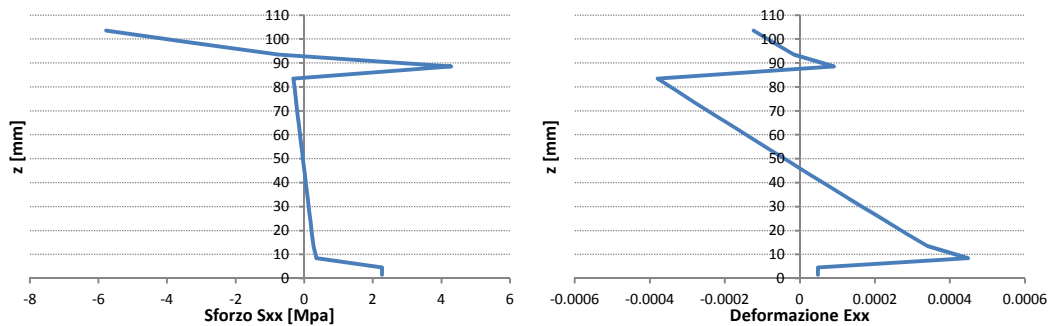
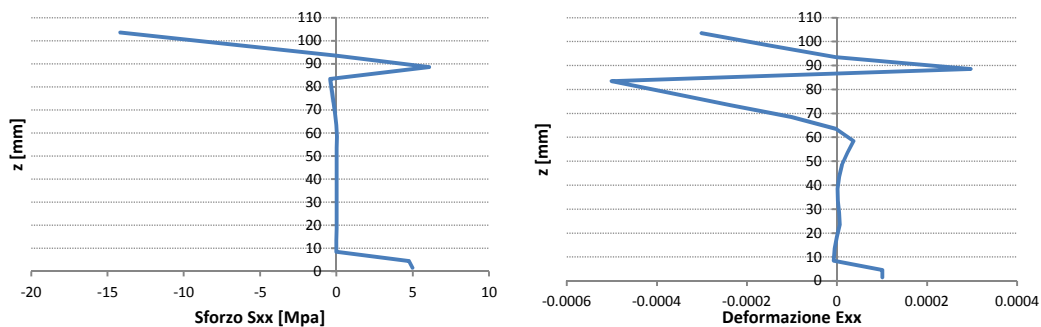


Figura 11.62: Panorama fessurativo nelle diverse situazioni di carico: a) $P=2.47$ kN rottura a flessione del Foamglas® ; b) $P=4.96$ kN rottura a taglio del Foamglas® ; c) $P=8.88$ kN rottura a trazione del lembo superiore del Foamglas

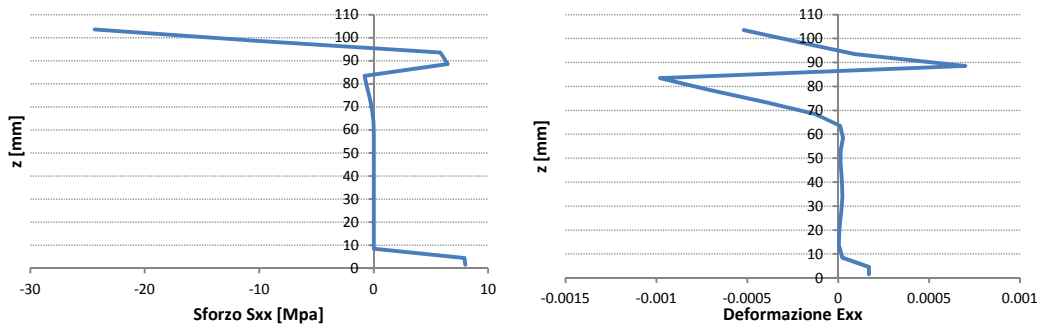
L'andamento delle tensioni e delle deformazioni longitudinali nella sezione di mezzeria (Fig. 11.63) mostrano come, nel primo tratto elastico, gli strati lavorino in modo autonomo, con deformate lineari sfaldate tra loro da brusche concentrazioni di deformazione all'altezza di entrambe le interfacce. Negli altri grafici si nota come lo strato di isolante intermedio trasmetta sforzi e accumuli deformazioni solo nello spessore non interessato dalla fessurazione flessionale.



a) rottura flessionale del Foamglas



b) rottura a taglio del Foamglas



c) rottura flessionale del Foamglas

Figura 11.63: Tensioni e deformazioni longitudinali lungo la sezione di mezzeria per alcune situazioni di carico

Gli sforzi e gli scorrimenti di Fig. 11.64 confermano l'indipendenza tra gli strati e il grande contributo di resistenza alle sollecitazioni taglianti fornito dalle croste, in particolare dallo strato in calcestruzzo fibrorinforzato.

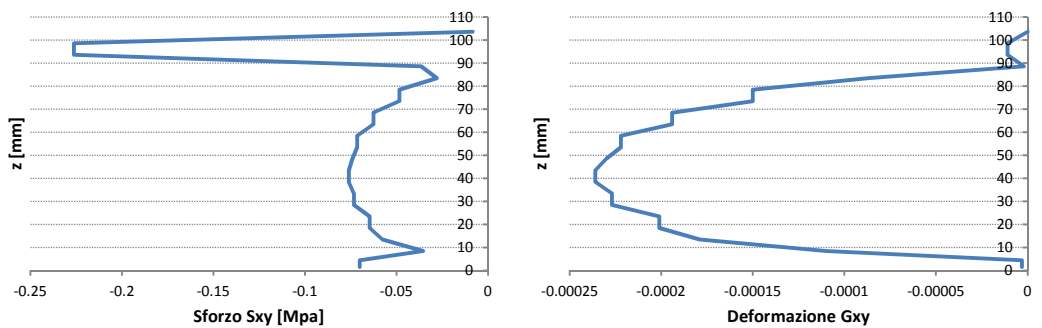


Figura 11.64: Sforzi di taglio e scorrimento nella sezione di mezzeria del tratto a taglio costante per $P=4.96$ kN

Per avere una visione di insieme si riportano le curve ottenute nelle analisi con interfaccia elastica nei diagrammi Carico-Freccia di Fig. 11.65, Momento-Curvatura di Fig. 11.66 e Taglio-Spostamento relativo di Fig. 11.67.

Dal confronto del comportamento Carico-Freccia si deduce che la capacità portante massima del travetto è sempre pari a circa 11 kN. Questo valore dovrebbe essere raggiunto in fase elastica se la rigidità della colla è superiore ai 60 MPa, mentre nei casi con adesivo meno rigido viene colto solamente a esaurimento delle capacità resistenti di tutti gli strati. La ridotta collaborazione della stratigrafia sandwich negli ultimi due casi comporta una forte perdita di rigidità elastica del tratto iniziale e un aumento di duttilità che però non risulta essere funzionale a livello progettuale.

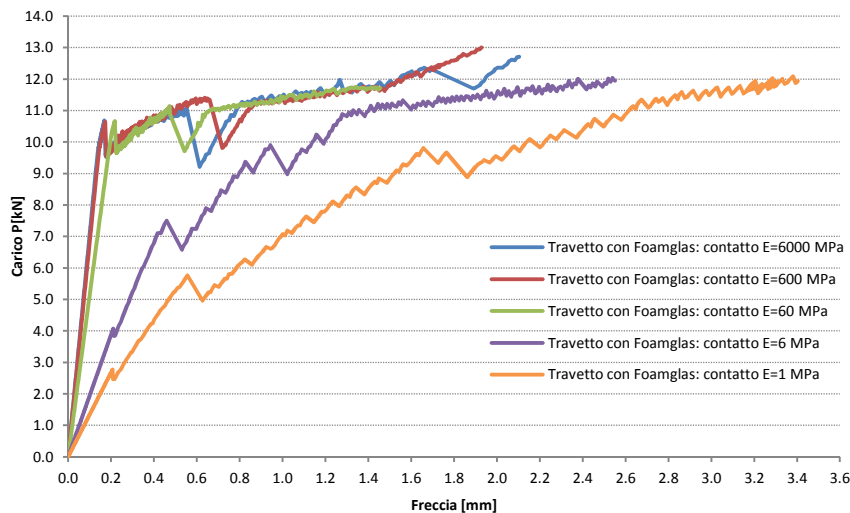


Figura 11.65: Andamento Carico-Freccia per i prototipi 2 con interfaccia elastica

La pendenza del tratto iniziale delle curve Momento-Curvatura non sembra essere influenzata dalla variazione di rigidezza dell'adesivo ma, all'insorgere del primo meccanismo di rottura, i travetti con adesivo più flessibile esibiscono un comportamento meno rigido, fino al raggiungimento del Momento Flettente massimo, stimato pari a circa 0.85 kNm.

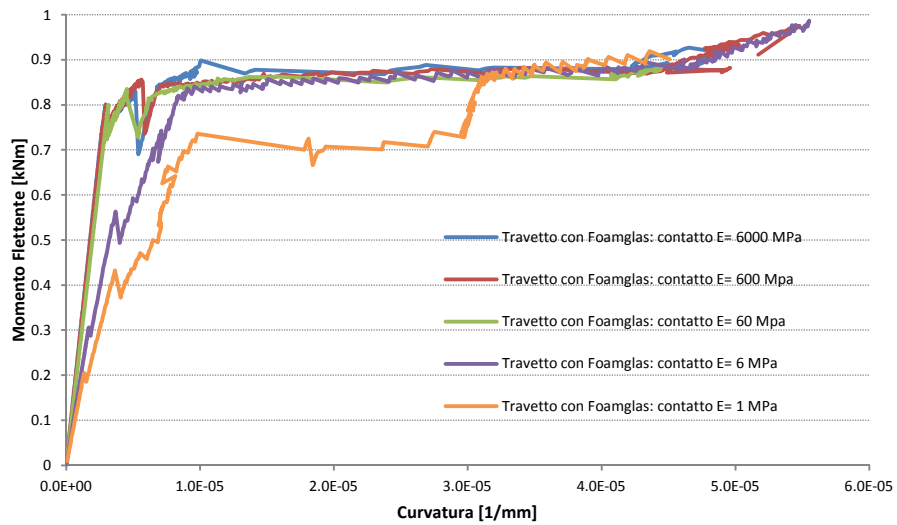


Figura 11.66: Andamento Momento –Curvatura per i prototipi 2 con interfaccia elastica

Come già descritto per l'analisi 2 con contatto rigido, il contributo di spostamento relativo verticale è di molto superiore rispetto a quello orizzontale e ciò comporta che le curve Taglio-Spostamento relativo siano molto simili agli andamenti Carico-Freccia.

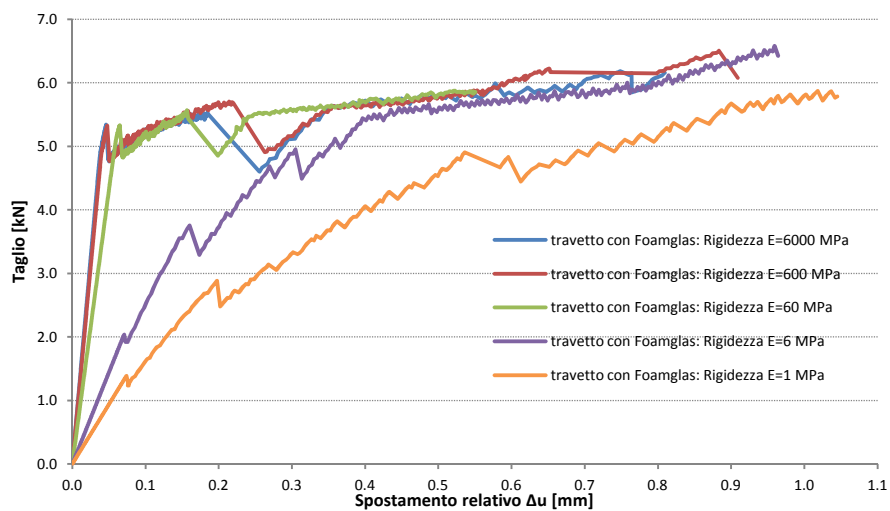


Figura 11.67: Andamento Taglio –Spostamento relativo per i prototipi 2 con interfaccia elastica

11.3.6 Confronto delle Analisi

In questo paragrafo si mettono a confronto i risultati ottenuti con le diverse analisi e si discute l'affidabilità dei diversi approcci teorici nel valutare il comportamento flessionale delle strutture sandwich.

11.3.6.1 Prototipo 1: travetto sandwich con core in polistirene

Il diagramma di Fig. 11.68 riassume le curve Carico-Freccia ricavate con le diverse teorie.

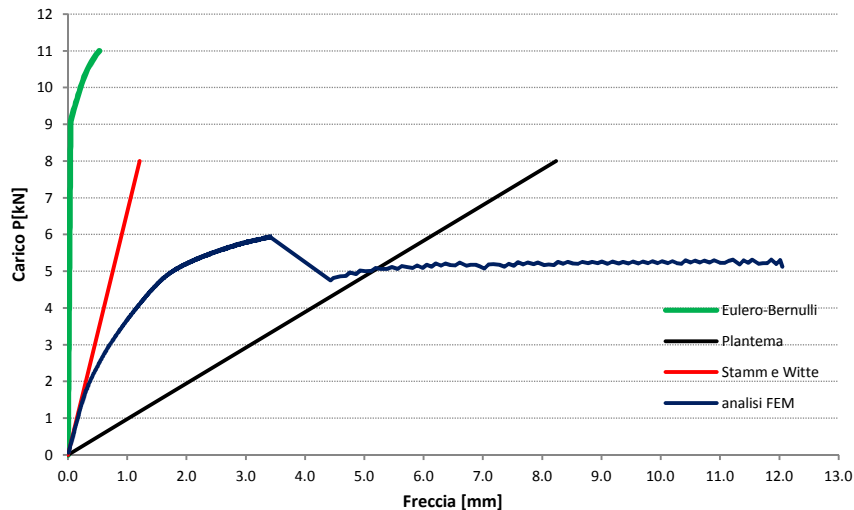


Figura 11.68: Confronto dell'andamento Carico-Freccia ottenuti con le diverse analisi

Si sceglie di utilizzare l'andamento valutato con l'analisi FEM come riferimento per confrontare l'attendibilità dei modelli semplificati. La curva valutata secondo la teoria di *Eulero-Bernoulli* è eccessivamente rigida e non coglie il valore dei carichi a cui si manifestano le diverse fessurazioni. Questa difformità è dovuta al fatto che, come già detto, questa teoria non tiene conto della deformabilità trasversale e verticale del polistirene. Le ipotesi su cui si fonda questo procedimento di calcolo sono troppo vincolanti e non adeguate a riprodurre il comportamento di un elemento sandwich con questa stratigrafia. Il tratto rettilineo dedotto dalla teoria di *Plantema*, la quale somma al contributo deformativo flessionale alla *Eulero-Bernoulli* anche il contributo di deformazione a taglio del core, mostra però un comportamento troppo flessibile. Questa eccessiva deformabilità trova giustificazione nel fatto che vengono trascurati i contributi irrigidenti delle facce esterne. Con la teoria di *Stamm & Witte*, nella quale si tiene conto sia della deformabilità a taglio del core sia della componente di rigidità flessionale e tagliante fornita dalle croste, si individua infine in modo fedele la pendenza del primo tratto elastico del travetto.

Confrontando anche gli andamenti Momento-Curvatura ottenuti con le due analisi non lineari, si nota che l'ipotesi di sezione piana proposta da *Eulero-Bernoulli* tende a sovrastimare la capacità flessionale di questo specifico elemento sandwich, in quanto non considera la riduzione del braccio dovuto allo schiacciamento verticale della schiuma polimerica e nemmeno lo scarso scorrimento a taglio dovuto al comportamento a membrana delle due croste.

Secondo le analisi FEM questo travetto è in grado di sopportare un Momento Flettente pari a 0,45 kNm e, tenendo conto della sua profondità di 150 mm, è possibile stimare un momento specifico pari a 3 kNm/m. Questo valore è superiore di circa il 50% rispetto a quanto rilevato nei test flessionali sulle cappelle descritti in [1]; la realizzazione delle croste con materiali più resistenti sembra garantire un significativo miglioramento del comportamento complessivo.

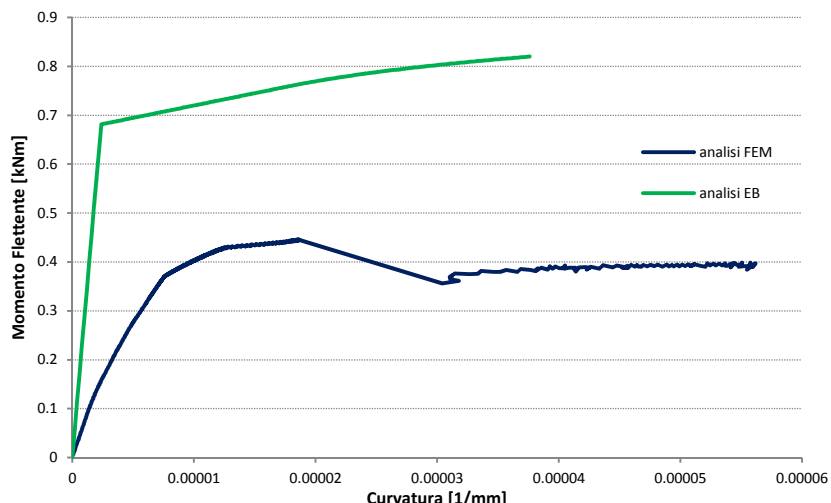


Figura 11.69: Confronto dell'andamento Momento-Curvatura ottenuti con le diverse analisi

11.3.6.2 Prototipo 2: travetto sandwich con core in Foamglas®

Il diagramma di Fig. 11.70 riassume i dati Carico-Freccia ottenuti per il travetto con core in vetro cellulare.

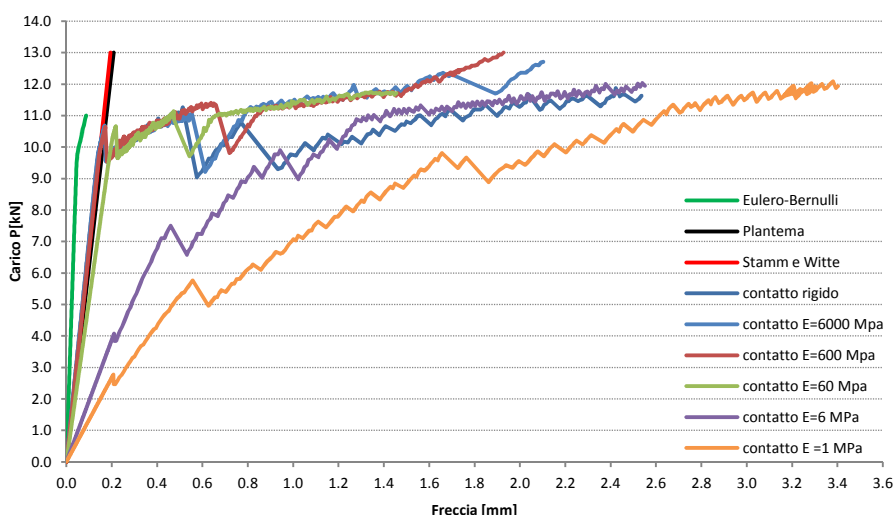


Figura 11.70: Confronto dell'andamento Carico-Freccia ottenuti con le diverse analisi

L'aumento di rigidezza del core migliora l'affidabilità delle teorie di *Eulero-Bernoulli* e di *Plantema*. Con la prima teoria si ottiene infatti una curva che coglie in modo fedele i meccanismi fessurativi e la rottura flessionale del core, ma che si mantiene comunque troppo rigida, mentre con la seconda teoria si ricava un valore di rigidezza compreso tra quello ottenuto con il contatto rigido e quello ricavato dal contatto a modulo elastico $E = 60 \text{ MPa}$. Come nel caso precedente, la pendenza iniziale valutata secondo *Stamm & Witte* coglie in modo perfetto tutto il tratto elastico, fino alla fessurazione dello strato di *TRC*.

La corrispondenza tra le risposte ottenute con le diverse teorie è buona finché il travetto sandwich si comporta come una trave, ma si perde nel caso di mancata attivazione della congruenza tra gli strati a causa di un contatto troppo deformabile. Le curve con rigidezza $E = 6 \text{ MPa}$ e $E = 1 \text{ MPa}$ mostrano infatti una pendenza iniziale inferiore e difficilmente rappresentabile con i metodi semplificati. Questi aspetti si colgono in modo migliore nell'ingrandimento di Fig. 11.71.

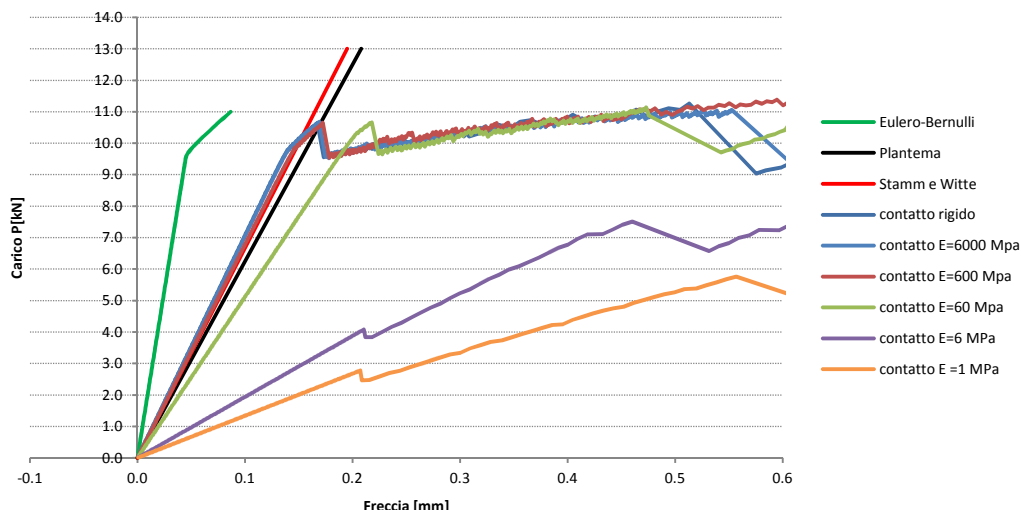


Figura 11.71: Ingrandimento del confronto dell'andamento Carico-Freccia ottenuti con le diverse analisi

Il miglioramento dell'affidabilità delle analisi nel valutare il comportamento di questo travetto è confermata dal confronto degli andamenti Momento–Curvatura ottenuti con le due analisi non lineari. Come è stato possibile constatare nel caso precedente, l'andamento $M-\chi$ di un elemento strutturale è influenzato dalla deformabilità verticale della sezione, la quale può ridurre il braccio di azione delle sollecitazioni longitudinali. In questo caso il core è sufficientemente rigido da mantenere inalterata l'altezza della sezione e di conseguenza l'analisi secondo *Eulero-Bernoulli* riesce a proporre una curva che ricalca con elevata precisione l'andamento ricavato con la più raffinata analisi agli Elementi Finiti (Fig. 11.72), perlomeno nelle condizioni in cui il travetto sandwich si comporta mantenendo congruenti tra loro i diversi strati.

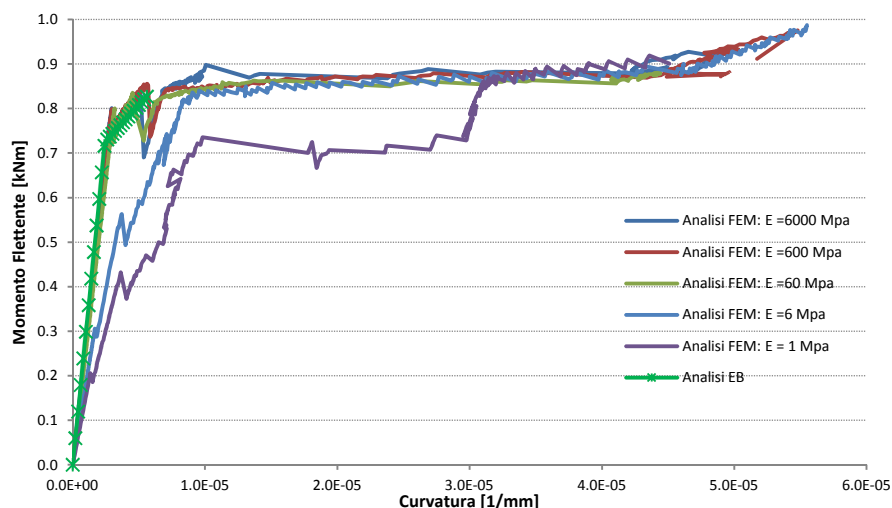


Figura 11.72: Confronto dell'andamento Momento-Curvatura ottenuti con le diverse analisi

Il momento massimo raggiunto da questo travetto è pari a 0,85 kNm e quindi il momento specifico è pari a 5,66 kNm/m, valore doppio rispetto a quello ottenuto con il prototipo 1. Questo significa che combinando le proprietà meccaniche ad alte prestazioni delle croste esterne con il nuovo materiale isolante più rigido è possibile ottenere una capacità portante tre volte superiore rispetto a quella degli elementi testati nel lavoro di tesi precedente.

La Fig. 11.73 mette a confronto il comportamento della sola lastra in UHPFRC di spessore 20 mm con quello dei due prototipi. Si nota che il comportamento del primo prototipo non si discosta molto dal comportamento della singola lastra in calcestruzzo fibrorinforzato e che il contributo fornito dalla sezione sandwich è quantificabile con l'aumento di energia immagazzinata per rompere a taglio lo strato di isolante e per portare a multifessurazione il layer inferiore in TRC. Questa è l'ennesima conferma che in questa particolare configurazione lo strato superiore lavora come una trave su suolo elastico e che gli strati non collaborano in modo sufficientemente efficace. Le diverse analisi svolte per il prototipo 2 mostrano invece come l'aumento di rigidità del core e il graduale aumento della rigidità del contatto tra gli strati porta a un progressivo miglioramento della rigidità della struttura in campo elastico ma anche a una notevole riduzione della duttilità, con la concentrazione dei meccanismi di rotture in un intervallo di spostamenti sempre più ridotto.

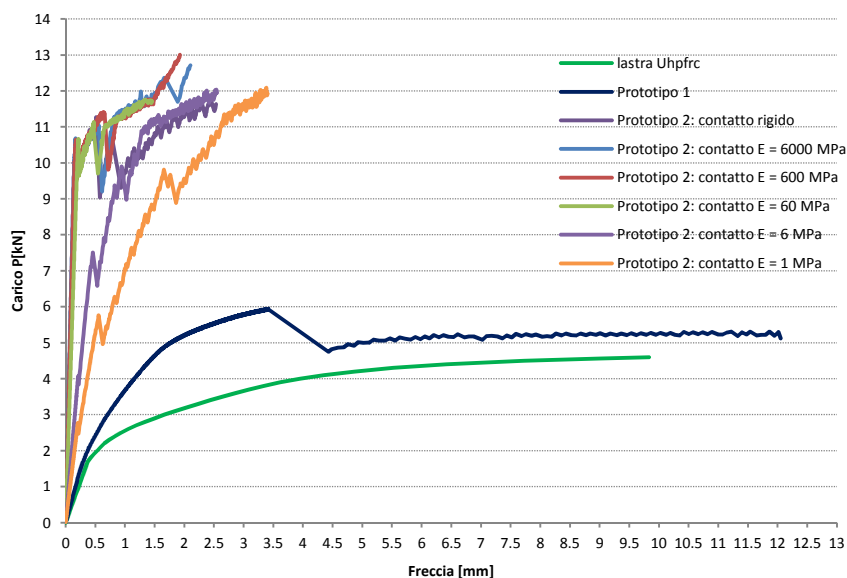


Figura 11.73: Confronto andamento Carico-Freccia per il travetto in UHPFRC e i prototipi 1 e 2

Le analisi numeriche a elementi finiti ci confermano quindi che il solo impiego di compositi cementizi più performanti per la realizzazione delle croste esterne comporta un miglioramento della capacità portante di circa il 50% rispetto a quanto ottenuto sulle coppelle testate nella sperimentazione precedente. L'aggiunta poi di un materiale isolante più rigido porta a un incremento di resistenza potenziale del 200%, che però può essere sfruttato nella sua totalità a livello progettuale solo a patto di garantire un buon livello di contatto tra le diverse lastre.

12.1 Completamento della campagna sperimentale

Per completare la campagna sperimentale oggetto di questa tesi si procederà alla classificazione del calcestruzzo fibrorinforzato secondo le prescrizioni della Linea Guida *CNR DT 204/2006* e della norma internazionale *MC 2010*. A tale scopo il 28 e il 29 luglio 2011 sono stati gettati tre travetti intagliati presso il *Laboratorio di Prove Materiali di Lecco* e il 29 settembre 2011 altri due travetti presso lo stabilimento di prefabbricazione di Bulciago della *Fumagalli Edilizia Prefabbricata S.p.A.* In questo modo sarà possibile conoscere la classificazione commerciale del prodotto e valutare le variazioni che esistono tra la produzione in stabilimento e quella in laboratorio. Nelle stesse date sono stati gettati altrettanti travetti strutturali di spessore 20 mm così da poter valutare i coefficienti correttivi *K* proposti dal *MC2010* e ottenere una descrizione esaustiva dell'*UHPFRC* che compone lo strato superiore del pannello sandwich. Si eseguiranno i test di Push-off, per conoscere il reale comportamento delle resine impiegate nell'incollaggio del sandwich e per determinare il legame Bond-Slip da implementare nelle analisi FEM, in modo da ottenere una simulazione più fedele alla realtà. Si caratterizzerà sperimentalmente anche il comportamento dei travetti sandwich, i cui test sono stati ritardati a causa del malfunzionamento della pressa *Instron*. Per confermare i valori di capacità portante numerici ottenuti con i travetti si realizzeranno poi coppelle di dimensioni reali, pari a quelle di Fig. 1.5. I test a flessione su queste lastre daranno la possibilità di determinare quanto incida la forma sul comportamento sezionele di questa particolare stratigrafia e di valutare le modifiche nei meccanismi di rottura e nella duttilità in seguito all'aumento della luce libera di inflessione e alla presenza dei setti irrigidenti in *UHPFRC* lungo i bordi laterali della coppella. Di fondamentale importanza sarà anche lo studio del comportamento meccanico al fuoco di questi elementi strutturali. Alle caratterizzazione di tipo meccanico verranno associati poi specifici test di tipo fisico per conoscere le reali capacità di isolamento termico e acustico del sandwich e le sue proprietà di impermeabilizzazione.

12.2 Nuovi prototipi

Le problematiche riscontrate nella realizzazione del contatto tra il vetro cellulare e la matrice cementizia rappresentano uno spunto per lo sviluppo di un nuovo mix design, additivato con agenti aeranti, in grado di migliorare il comportamento al ritiro delle croste esterne. La possibilità infatti di realizzare i travetti sandwich attraverso il getto della matrice direttamente sullo strato di isolante potrebbe migliorare ulteriormente la capacità resistente dell'elemento e al contempo ridurre le lavorazioni necessarie a ottenere il prodotto finito. In termini di miglioramento del composito cementizio è in corso uno studio di caratterizzazione del comportamento a trazione di un nuovo composito che abbina il rinforzo fibroso al rinforzo con il textile. Questa nuova tecnologia applicata ai sandwich potrebbe incrementare ulteriormente la capacità resistente di elementi strutturali che forniscono già ottime prestazioni.

La disponibilità sul mercato di lastre in *Foamglas*[®] di densità e spessori diversi amplia le possibili combinazioni stratigrafiche degli elementi sandwich e uno studio comparativo del loro comportamento meccanico può portare alla definizione di una sezione idonea per ciascuna esigenza strutturale. Lo sviluppo delle coppelle non si limita però allo studio del solo vetro cellulare, ma prevede la ricerca di un materiale che riesca ad accoppiare una resistenza e una rigidezza simili a quelle del vetro cellulare, ma con capacità deformative anche plastiche.

Ringraziamenti

Vorrei ringraziare innanzitutto il mio relatore, prof. Marco di Prisco, per avermi offerto la possibilità di lavorare su un progetto di Tesi particolarmente stimolante, che mi ha permesso di partecipare alla realizzazione diretta e allo studio di elementi composti con materiali altamente innovativi. Ringrazio il professore per la pazienza che ha dimostrato durante questi mesi di lavoro, e per aver sempre creduto nelle mie capacità.

Un sentito ringraziamento va all'ingegner Giulio Zani che, con la sua disponibilità e la sua costante presenza, si è dimostrato essere molto più di un semplice correlatore. Grazie alla sua competenza e alla sua supervisione, ho potuto affrontare al meglio questo lavoro, raggiungendo risultati pienamente soddisfacenti.

Desidero ringraziare anche tutti coloro che lavorano negli uffici e nei laboratori del Politecnico presso la sede di Corso Promessi Sposi a Lecco, i quali hanno "sopportato" la mia costante presenza in questi mesi, dimostrando sempre competenza e grande disponibilità.

Un ringraziamento particolare va ai miei genitori, che mi hanno dato la possibilità di affrontare questi anni di studio nelle migliori condizioni possibili, assecondando le mie scelte e supportandomi nei momenti di difficoltà. Un grazie anche a mia sorella Silvia, anche lei laureanda, che ha dimostrato grande empatia in questo periodo di lavoro.

Infine, un ringraziamento agli amici Adriano, Federica e Matteo, che si sono sempre dimostrati un saldo punto di riferimento nei momenti di delusione e una stupenda compagnia nei momenti di soddisfazione.

Bibliografia

- [1] A. Biasutti, Applicazione di calcestruzzi innovativi (Uhpfrc e Trc) per la produzione di elementi di copertura prefabbricati, *Tesi di Laurea, Politecnico di Milano: Relatore prof. M. di Prisco*, 2009.
- [2] Fumagalli Edilizia Industrializzata S.p.A. www.fumagalli.com.
- [3] J.R. Vinson, "Sandwich Structures," *ASME*, 2001.
- [4] T.A.M. Sharaf, Flexural Behaviour of sandwich panels composed of polyurethane core and GFRP skins and ribs.: *PhD thesis in Civil Engineering, Queen's University*, 2010.
- [5] G. Pitarrese, "Strutture sandwich: cenni sul comportamento meccanico delle strutture sandwich in materiale isotropo e compositi," *Università degli studi di Palermo*, 2007.
- [6] DIAB AB, "Sandwich Concept.": *DIAB sandwich handbook*.
- [7] F.J. Plantema, "Sandwich construction: the Bending and Buckling of Sandwich Beams, Plates, and Shells.": *John Wiley & Sons*, 1966.
- [8] K. Stamm and H. Witte, "Sandwichkonstruktionen: Berechnung, Fertigung, Ausführung.": *Springer*, 1974.
- [9] Y. Frostig and M. Baruch, "Bending of sandwich beam with transversely flexible core," *AIAA J.*, 1990.
- [10] Y. Frostig and al. , "Bending of nonsymmetric sandwich beams with transversely flexible core," *ASCE*, 1991.
- [11] Y. Frostig and al., "High-order theory for sandwich beam behaviour with transversely flexible core," *AIAA J.*, 1992.
- [12] J.M. Davies, "Lightweight sandwich construction"., 2001.
- [13] L.A. Carlsson and G.A. Kardomateas, "Structural and Failure Mechanics of sandwich composites".: *Springer*, 2011.
- [14] N. Gupta and al., "Response of syntactic foam core sandwich structured composites to three-point bending," *Journal of sandwich composites and materials*, 2002.
- [15] T.S. Lim and al., "Failure modes of foam core sandwich beams under static and impact loads," *Journal of composites materials*, 2004.
- [16] G. Pitarresi and al., "Analisi del comportamento ad indentazione in travi sandwich in composito con anima in schiuma polimerica," *XXXIX convegno nazionale AIAS*, 2010.
- [17] E. Lolive and J.M. Bethelot, "Non linear behaviour of cores and sandwich materials: Part 1 e Part 2," *Journal of sandwich composites and materials*, 2002.
- [18] j. Kim and S.R. Swanson, "Design of sandwich structures for concentrated loading," *Composites Structures* 52, 2001.

-
- [19] G. Caprino and A. Langella, "Study of three-point bending specimen for shear characterization of sandwich cores," *Journal of Composites Materials*, Vol.34, 2000.
- [20] R. Juntikka and S. Hallstrom, "Shear characterization of sandwich core materials using four-point bending," *Journal of sandwich structures and materials*, 2007.
- [21] R.C. Matteson and al., "On crack extension in foam cored sandwich fracture specimens," *Sandwich structures 7: advancing with sandwich structures and materials* 121-30.
- [22] E. Woldensenbet and N. Sankella, "Flexural properties of nanoclay syntactic foam sandwich structures," *Journal of sandwich composites and materials*, 2009.
- [23] N. Gupta and E. Woldnesenbet, "Characterization of Flexural Properties of Syntactic foam core sandwich composites and effect of density variation," *Journal of composites materials*, 2005.
- [24] H. Fukuda and al., "Evaluation of bending rigidity of CFRP skin-foamed core sandwich beam," *Journal of sandwich composites and materials*, 2004.
- [25] T.A.M Sharaf and al., "Structural performance of sandwich wall panels with different foam core densities in one-way bending," *Journal of composites materials*, 2010.
- [26] J. Hegger and M. Horstmann, "Light-weight TRC sandwich building envelopes," *Taylor & Francis group*, 2009.
- [27] Brandtl and A., "Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering," *Composite structures*, 2008.
- [28] J.C. Walraven, "High performance fiber reinforced concrete: progress in knowledge and design code," *Materials and Structures*, 2009.
- [29] C. Jaturapitakkul and al., "Use of ground coarse fly ash as a replacement of condensed silica fume in producing high-strength concrete," *Cement and Concrete Research* 34, 2004.
- [30] O. Kayali and al., "Effect of high volume of fly ash on mechanical properties of fiber reinforced concrete," *Materials and Structures*, 2004.
- [31] D.J. Kim and al., "Rate-dependent tensile behavior of high performance fiber reinforced cementitious composites," *Materials and Structures*, 2009.
- [32] A. Bentur and S. Mindess, "Fibre reinforced cementitious composites": *Elsevier applied science*, 2005.
- [33] A.E. Naaman and al., "High performance fiber reinforced cement composites: classification and application," *CBM-CI International Workshop, Karachi*.
- [34] CNR-DT 204, "Istruzioni per la progettazione, l'esecuzione ed il controllo di strutture di calcestruzzo fibrorinforzato," *Consiglio nazionale delle Ricerche*, 2006.
- [35] A. Bentur and al., "Cracking processes in steel fibre reinforced in a cement-based composites," *Cement and Concrete Research*, 1985.
- [36] X.H. Wang and al., "Effect of silica fume, steel fiber and ITZ on the strength and fracture behavior of mortar," *Material and Structures*, 2004.

-
- [37] Y.W. Chan and V.C. Li, "Effects of transition zone densification on fiber/cement paste bond strength improvement," *Elsevier Science Ltd*, 1997.
- [38] UNI EN 12350: 1-12, "Testing fresh concrete," 2009.
- [39] C. Shi and Y.L. Mo, "High-performance construction materials – science and applications," *World Scientific*, 2008.
- [40] A. Hillerborg, "Analysis of fracture by means of the fictitious crack model, particularly for fiber reinforced concrete," *The international journal of cement composites 2*, 1980.
- [41] "Rilem TC 162-TDF: Test and design methods for steel fibre reinforced concrete," *Materials and Structures*, 2002.
- [42] V.C. Li., "Post-crack scaling relations for fiber reinforced cementitious composites," *ASCE Journal of Materials Civil Engineering*, 1992.
- [43] R.F. Zollo, "Fiber-reinforced Concrete: an Overview after 30 Years of Development," *Cement and concrete composites*, 1997.
- [44] T. Kanda and V.C. Li, "Effect of fiber strength and fiber-matrix interface on crack bridging in cement composites," *Journal of Engineering Mechanics*, 1999.
- [45] L.R. Betterman, C. Ouyang, and S.P. Shah, "Fiber-matrix interaction in micro-reinforced mortar," 1995.
- [46] P.J.M. Bartos and M. Duris, "Inclined tensile strength of steel fibres in a cement-based composites," *Composites vol.25*, 1994.
- [47] L. Ferrara, M. Di Prisco, and N. Ozyurt, "High mechanical performance of fibre reinforced cementitious composites: the role of "casting-flow induced" fibre orientation," *Material and Structures*, 2010.
- [48] "High performance fiber reinforced cement composites- HPFRCC4," *Rilem PRO 30*, 2003.
- [49] A.E. Naaman and H.W. Reinhardt, "Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response," *Materials and Structures*, 2006.
- [50] UNI 11039, "Calcestruzzo rinforzato con fibre di acciaio - Parte 1: definizioni, classificazione e designazione - parte 2: metodo di prova per la determinazione della resistenza di prima fessurazione e degli indici di duttilità," *Unicemento*, 2003.
- [51] UNI 11188, "Elementi strutturali di calcestruzzo rinforzato con fibre d'acciaio: progettazione, esecuzione e controllo," 2007.
- [52] CEB/FIB, "Model Code," 2010.
- [53] UNI EN 14651, "Metodo di prova per calcestruzzo con fibre metalliche: Misurazione della resistenza a trazione per flessione," 2007.
- [54] A. Gries and al., "Textile Reinforced Concrete - 3 Textiles," *Rilem Report 36 pagg. 11-27*, 2006.
- [55] A. Gries and al., "New developments on manifactuy fibres and textile structures for technical textiles," *Intern.textile congress*, 2004.
-

-
- [56] V. Hanisch and al., "Yarn and textile structures for concrete reinforcements".
- [57] T. Brockmann, "Mechanical and Fracture mechanical properties of fine grained concrete for TRC structures," *PhD Tesis*, 2006.
- [58] A. Peled and al., "Effect of matrix modification on durability of glass fibre reinforced cement composites," *Materials and Structures*, 2005.
- [59] W. Brameshuber and T. Brockmann, "Textile reinforced concrete (TRC)- Durability aspects of fine grained binder systems".
- [60] J. Hegger and al., "Load-bearing behavior and simulation of textile reinforced concrete," *Material and Structures*, 2006.
- [61] H. Cuypers and al., "Study of the bond in textile reinforced concrete: influence of matrix and interface modification," *Challenges for civil construction*, 2008.
- [62] P. Kravaev and al., "Commingling Yarns for reinforcement of concrete," *4th Colloquium on Textile Reiforced Concrete*.
- [63] M. Kruger and al., "A new 3D discrete bond model to study the influence of bond on the structural performance of thin reinforced and prestressed concrete plates," *HPFRCC4 Rilem*, 2003.
- [64] J. Hegger and S. Voss, "Investigation on the bearing behavior and application potential of textile reinforced concrete," *Engeneering Structures*, 2008.
- [65] A. Peled and A. Bentur, "Fabric structure and its reinforcing efficiency in textile reinforced cement composites," *Composites*, 2002.
- [66] C. Soranakom and B. Mobasher, "Geometrical and mechanical aspects of fabric bonding and pullout in cement composites," *Material and Structures*, 2009.
- [67] J. Aveston and A. Kelly, *Theory of multiple fracture of fibrous composites.*: Journal of Materials, 197.
- [68] W.A. Curtin and al., "Modelling brittle and tough stress-strain behaviour in unidirectional ceramic composites," *Acta mater* 10, 1999.
- [69] J. Orlowsky and al., "Durability aspects of AR-glass-reinforcement in textile reinforced concrete, Part 1: Material behavior, Part 2: Modelling and exposure to outdoor weathering".
- [70] M. Butler, V. Mechtcherine, and S. Hempel, "Durability of textile reinforced concrete made with AR glass fibre:effect of the matrix composition," *Materials and Structures*, 2010.
- [71] J. Orlowsky and al., "Durability modeling of glass fibre reinforcement in cementitious environment," *Materials and Structures*, 2005.
- [72] J. Hegger and al., "Dimensioning and Application of Textile-reinforced concrete".
- [73] T. Gries, "Eco-efficient building using textile reinforced concrete technology," *Manufuture 2009 Conference*, 2009.
- [74] H.N. Schneider and I. Bergmann, "The Application Potential of textile reinforced concrete".

-
- [75] A.H. Landrock, "Handbook of plastic foams: types, properties, manufacture and applications," *Noyes Publications*, 1995.
- [76] M. Di Prisco and al., "Sustainable Roof Elements: A Proposal Offered by Cementitious Composites Technology," *ACES workshop*, 2012.
- [77] M. Di Prisco, G. Plizzari, and L. Vandewalle, "Fibre reinforced concrete: new design perspectives," *Materials and Structures*, 2009.
- [78] UNI EN 12390-3, "'Prove sul calcestruzzo indurito-Resistenza alla compressione dei provini'," *Unicemento*, 2003.
- [79] I. Colombo and al., "Tensile behaviour of TRC: influence of multilayer reinforcement", , " *HPFRCC 6 – High performance fiber reinforced cement composites*, 2011.
- [80] ISO 4606, "Textile glass-Woven fabric-Determination of tensile breaking force and elongation at break by strip method".
- [81] Foamglas Building S.p.A. www.foamglas.it.
- [82] A. Caverzan and al., "Materiale Dissipativo," *Progetto INTERREG A.C.C.I.D.E.N.T.*, 2011.
- [83] M. Colombo, M. di Prisco, and C. Zecca, "On the coupling of soft materials with thin layers of glass fibre reinforced mortar," *Challenges for Civil Construction*, 2008.
- [84] Basf Construction Chemicals Italia S.p.A. www.basf-cc-it.
- [85] Mapei S.p.A. <http://www.mapei.com/IT-IT/>.
- [86] Nord Resine S.p.A. <http://www.nordresine.it/>.
- [87] C. Naito and al., "Performance and characterization of shear ties for use in insulated precast concrete sandwich wall panels," *Journal of structural Engineering*, 2011.
- [88] J. Manie, *Diana: Finite Element Analysis - User's Manual.*: TNO DIANA BV, 2009.
- [89] A. Pastuhov and J.W. Hansberry, "A review of the suitability of certain insulations for the bottom of LNG storage tanks".