



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI MESSINA

DOTTORATO DI RICERCA IN
INGEGNERIA E CHIMICA DEI MATERIALI E DELLE COSTRUZIONI
(XXXI CICLO)

S.S.D. ICAR/09

**CALCESTRUZZI SCHIUMATI ESTRUDIBILI:
LE PROPRIETÀ E LE POTENZIALITÀ DI UN
MATERIALE DA COSTRUZIONE INNOVATIVO**

Devid Falliano

Tutor:

Prof. Giuseppe Ricciardi

Co-Tutor:

Dott. Ing. Dario De Domenico

Coordinatore:

Prof. Signorino Galvagno

MESSINA, SETTEMBRE 2018

INDICE

SOMMARIO	I
ABSTRACT	III
ELENCO DELLE FIGURE	V
ELENCO DELLE TABELLE	XXI
1 INTRODUZIONE GENERALE	1
1.1 Campo di ricerca e finalità della tesi	1
1.2 Articolazione della tesi	3
1.3 Pubblicazioni scientifiche correlate alla tesi	4
2 LE SCHIUME: PANORAMICA E SPERIMENTAZIONE	6
2.1 Introduzione	6
2.2 Struttura delle schiume liquide	6
2.3 Stabilità delle schiume	10
2.3.1 Concetti di base nella chimica dei colloidi	10
2.3.2 La persistenza delle schiume	29
2.4 La produzione delle schiume	36
2.5 I test sulle schiume	41
2.5.1 Procedure per la valutazione di peso, densità e drenaggio delle schiume	42
2.5.2 I test effettuati sulle schiume	45
2.6 Considerazioni conclusive al Capitolo 2	60
3 I CALCESTRUZZI SCHIUMATI CLASSICI	62
3.1 Introduzione	62
3.2 Panoramica sui calcestruzzi leggeri	63
3.2.1 Calcestruzzi di aggregati leggeri	63
3.2.2 Calcestruzzi alveolari	68
3.2.3 Calcestruzzi organici	69
3.2.4 Calcestruzzi cellulari	70
3.3 Intrappolamento e stabilizzazione delle bolle nella matrice cementizia	77
3.4 Calcestruzzi schiumati	87
3.5 I test effettuati sui calcestruzzi schiumati classici	103
3.5.1 Materiali	104
3.5.2 Mix design	104

3.5.3	Preparazione dei campioni.....	106
3.5.4	Condizioni di maturazione.....	107
3.5.5	Densità a differenti stadi, porosità e contenuto naturale d'acqua.....	109
3.5.6	Attrezzatura per la prova a compressione.....	114
3.5.7	Influenza delle variabili in gioco sulla resistenza a compressione.....	114
3.6	Considerazioni conclusive al Capitolo 3.....	131
4	I CALCESTRUZZI SCHIUMATI ESTRUDIBILI	133
4.1	Introduzione.....	133
4.2	Caratteristiche del processo di estrusione.....	133
4.3	Estrusione di conglomerati cementizi.....	135
4.4	Estrusione dei calcestruzzi schiumati.....	139
4.5	I test sui calcestruzzi schiumati estrudibili: le proprietà meccaniche.....	144
4.5.1	Resistenza a compressione secondo ASTM C-109.....	144
4.5.2	Resistenza a trazione indiretta e a compressione secondo UNI EN 196-1.....	163
4.5.3	Strategie per il miglioramento delle capacità flessionali.....	172
4.6	I test sui calcestruzzi schiumati estrudibili: le proprietà fisiche.....	197
4.6.1	Ritiro e assorbimento d'acqua.....	197
4.6.2	Conducibilità termica.....	199
4.7	Le proprietà morfologiche dei calcestruzzi schiumati estrudibili.....	205
4.8	Considerazioni conclusive al Capitolo 4.....	208
5	LA REOLOGIA DEI CALCESTRUZZI SCHIUMATI	210
5.1	Introduzione.....	210
5.2	Reologia di sospensioni concentrate.....	210
5.2.1	Yield stress.....	211
5.2.2	Viscosità.....	212
5.2.3	Equazioni costitutive.....	214
5.3	Strumenti per lo studio reologico di malte cementizie.....	215
5.3.1	I test comunemente impiegati per la valutazione della lavorabilità.....	216
5.3.2	Strumenti per uno studio accurato della reologia di paste cementizie.....	218
5.3.3	I test effettuati e le strumentazioni utilizzate.....	224
5.4	Caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati classici.....	227
5.4.1	Densità secca target di 400 kg/m ³	227
5.4.2	Densità secca target di 600 kg/m ³	237
5.4.3	Densità secca target di 800 kg/m ³	247

5.4.4	Effetto della densità sulle proprietà reologiche dei CSC.....	256
5.5	Caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati estrudibili	258
5.5.1	Densità secca target di 400 kg/m ³	259
5.5.2	Densità secca target di 600 kg/m ³	267
5.5.3	Densità secca target di 800 kg/m ³	276
5.5.4	Effetto della densità sulle proprietà reologiche dei CSE.....	282
5.5.5	Confronto tra la reologia dei calcestruzzi schiumati classici ed estrudibili.....	284
5.6	Considerazioni conclusive al Capitolo 5	287
6	BENEFICI, POTENZIALITÀ DI IMPIEGO E SVILUPPI FUTURI DEI CSE	289
6.1	Introduzione	289
6.2	I vantaggi connessi all'impiego dei CSE nella prefabbricazione	289
6.3	La stampa 3D come potenziale tecnologia applicativa del CSE.....	291
6.4	Un elemento full optional: il pannello multistrato coestruso in CSE	293
6.4.1	Brevi cenni sul calcolo termico	294
6.4.2	Le soluzioni con tre strati	299
6.4.3	Le soluzioni con quattro strati.....	301
6.4.4	Confronti con alcuni sistemi in commercio	302
6.5	Sviluppi futuri	306
6.6	Considerazioni conclusive al Capitolo 6	310
7	CONCLUSIONI	312
	BIBLIOGRAFIA	317

SOMMARIO

L'attività di ricerca presentata in questa tesi ha come campo di indagine quello dei calcestruzzi cellulari, in particolare schiumati, che appartengono all'ampia categoria dei calcestruzzi leggeri. I manufatti realizzati con queste miscele cementizie alleggerite con schiuma posseggono diverse importanti qualità, tra cui leggerezza, isolamento termico, resistenza al fuoco, economicità; tuttavia la scarsa tenuta dimensionale di tale materiale allo stato fresco non permette di poterne sfruttare appieno ed in maniera economicamente vantaggiosa le evidenti potenzialità.

Le indagini sperimentali qui presentate, partendo dallo studio delle schiume liquide e passando attraverso la comprensione del loro comportamento all'interno della pasta cementizia e delle proprietà del materiale alleggerito che ne risulta conducono all'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile ed alla scoperta delle sue proprietà fisiche, meccaniche (con la presentazione di alcune strategie adottate per incrementarle), morfologiche e reologiche, mettendone in luce gli aspetti peculiari.

Viene inoltre mostrato come proprio questi ultimi non solo permettano che il calcestruzzo schiumato estrudibile possa essere industrializzato in modo più semplice, efficiente ed economicamente conveniente rispetto alle tecniche attualmente impiegate nell'industria dei calcestruzzi leggeri, ma ne suggeriscano anche un suo impiego "ingegnerizzato" attraverso delle soluzioni che, sfruttando la tecnica della coestrusione, permettono di ottenere in un unico elemento proprietà in antitesi come l'ottimo isolamento termico e le buone resistenze meccaniche.

ABSTRACT

This thesis is related to the field of foamed concrete that belongs to the wider category of lightweight concrete and typically includes cement, water, preformed foam and fine sand. The foam component gives rise to the development of air voids within the cementitious matrix which results in a series of advantageous properties including: low self-weight, thermal insulating and sound absorption properties, fire resistance and cost-effectiveness. However, the fresh state poor dimensional stability of this lightweight cementitious paste doesn't allow to exploit its potential in an economically advantageous way.

The research activity of this thesis starting from the study of liquid foams and the comprehension of its behavior inside the cementitious matrix, and passing from an experimental campaign focused on classical foamed concrete leads to the innovative extrudable foamed concrete. The characteristics of this new kind of cellular concrete in terms of mechanical strengths (with the illustration of some strategies adopted to increase them) and physical, morphological and rheological properties are deduced through extensive experimental campaigns and presented here.

The extrudable foamed concrete peculiarities make sure that it can be industrialized in a simpler, more efficient and cost-effective way than the processes currently used in the lightweight concrete industry. Moreover, its use in a multilayer engineered element, in which the number of layers, their density and thickness can be designed according to the needs, is presented.

ELENCO DELLE FIGURE

Figura 2.1 Classificazione delle schiume in relazione alla quantità di liquido che contengono: schiume umide a); schiume secche [1] b).....	8
Figura 2.2 Struttura delle schiume secche: [3],[4] a); [4] b).....	9
Figura 2.3 Schematizzazione della forza netta agente sulle molecole [6]: nella massa: nulla [4] a); sulla superficie: diretta verso l'interno b).	11
Figura 2.4 Schematizzazione mediante testa idrofila e coda idrofoba di molecole di tensioattivo e loro classificazione in base alla natura della testa idrofila: non ionici, anionici, cationici ed anfoteri procedendo dall'alto verso il basso.	13
Figura 2.5 Orientamento delle molecole di tensioattivo: preferenziale in corrispondenza dell'interfaccia tra due fasi, casuale in soluzione.	14
Figura 2.6 Scala di Griffin: campi di impiego dei tensioattivi in funzione dell'indice empirico HLB.....	17
Figura 2.7 Possibili configurazioni delle proteine all'interfaccia tra due fasi.....	18
Figura 2.8 Possibili configurazioni delle micelle.	20
Figura 2.9 Relazione tra temperatura e solubilità per un tensioattivo ionico.....	20
Figura 2.10 Relazione tra la tensione superficiale e la concentrazione del tensioattivo.....	21
Figura 2.11 Distribuzione degli ioni secondo lo strato di Stern e lo strato di Gouy-Chapman.....	24
Figura 2.12 Andamento del potenziale di interazione in funzione della distanza r tra due particelle della fase dispersa.....	26
Figura 2.13 Interazione sterica: effetto osmotico a); effetto volumico b).....	28
Figura 2.14 Drenaggio del liquido in una schiuma ed effetto di aspirazione del Plateau border.....	30
Figura 2.15 Diverse fasi del fenomeno della coalescenza.....	32
Figura 2.16 Effetto della concentrazione di tensioattivo sull'effetto Marangoni: concentrazione bassa a); ottimale b); troppo elevata c).....	35
Figura 2.17 Differenti meccanismi di stabilizzazione di un film sottile: tensioattivo a basso peso molecolare (effetto Marangoni) a); tensioattivo ad elevato peso molecolare (meccanismo viscoelastico) b); contemporanea presenza di tensioattivi ad elevato e basso peso molecolare (instabilità) [17] c).....	36
Figura 2.18 Differenti sistemi impiegati per la produzione di schiuma: iniezione di gas attraverso un mezzo poroso a); sistema rotore-statore b) impiegato nel Top Mix c) prodotto dalla Hansa Industrie Mixer...38	38
Figura 2.19 Generatore di schiuma impiegato per la produzione delle schiume utilizzate nel presente lavoro di ricerca a); particolare della pompa dosatrice automatica per la concentrazione di tensioattivo b) e del riduttore di pressione dell'aria c).....	39
Figura 2.20 Alcuni particolari del generatore di schiuma: anelli di ottone presenti all'interno del tubo di miscelazione a); dimensione degli anelli b); valvola per la regolazione del flusso di aria immesso all'interno del circuito c).....	39

Figura 2.21 Becker in vetro borosilicato impiegati per i test sulle schiume	44
Figura 2.22 Prelievo di schiuma realizzata con tensioattivo proteico Foamin C [®] costituito da tre diversi campioni: dopo 15 minuti dalla produzione della schiuma a); dopo diverse ore b).....	44
Figura 2.23 Istogrammi comparativi relativi agli effetti, sul drenaggio della schiuma a diversi tempi di attesa, della pressione dell'aria e della concentrazione del tensioattivo proteico Foamin C [®] : 2% a); 3% b); 4% c); 5% d).....	54
Figura 2.24 Grafici comparativi relativi agli effetti della pressione dell'aria e della concentrazione di tensioattivo proteico Foamin C [®] sul drenaggio delle schiume prodotte dopo: 5 minuti a); 10 minuti b); 15 minuti c); 180 minuti d)	55
Figura 2.25 Grafici comparativi relativi agli effetti della pressione dell'aria e della concentrazione di tensioattivo proteico Foamin C [®] sulla densità delle schiume prodotte: per fissata concentrazione a); per fissata pressione b)	56
Figura 2.26 Confronto tra gli andamenti del drenaggio, per diversi tempi di attesa, delle schiume generate con tensioattivo sintetico SLS ad una concentrazione pari al 4% per differenti pressioni dell'aria.....	59
Figura 2.27 Confronto tra i drenaggi a 5 minuti a), 10 minuti b) e 15 minuti c) delle schiume prodotte con tensioattivi di diversa natura (il proteico Foamin C [®] e il sintetico SLS, entrambi ad una concentrazione del 4%) per diversi valori di pressione dell'aria.....	59
Figura 2.28 Confronto tra la densità delle schiume prodotte con tensioattivi di diversa natura (il proteico Foamin C [®] e il sintetico SLS, entrambi ad una concentrazione del 4%) per diversi valori di pressione dell'aria	60
Figura 3.1 Conduttività termica dei calcestruzzi di aggregati leggeri al variare della tipologia di aggregato leggero a) e del contenuto di umidità b).....	68
Figura 3.2 Rappresentazione schematica delle fasi di produzione dei calcestruzzi gassosi.....	71
Figura 3.3 Distribuzione delle molecole di un tensioattivo anionico all'interno della pasta di calcestruzzo allo stato fresco: adsorbite sulle superfici solide delle particelle di cemento, disperse nella fase liquida e disposte all'interfaccia aria-acqua e meccanismo di intrappolamento e stabilizzazione di bolle d'aria [38]	80
Figura 3.4 Sistema di forze agenti su una bolla inglobata in una miscela cementizia allo stato fresco [46] .	84
Figura 3.5 Bolla d'aria in presenza di additivi aeranti nel mix design del conglomerato cementizio [51] ...	86
Figura 3.6 Curve granulometriche degli aggregati da utilizzarsi per il confezionamento di calcestruzzi schiumati al variare della massa volumica da 800 kg/m ³ a 1700 kg/m ³ [20].....	88
Figura 3.7 Elementi costruttivi di un edificio realizzabili con il calcestruzzo schiumato	91
Figura 3.8 Esempi di instabilità di calcestruzzi schiumati ultra-leggeri [46].....	92
Figura 3.9 Differenti tipologie di pori in un calcestruzzo schiumato: bolle d'aria intrappolate a); pori macro-capillari b); pori micro-capillari c) [101].....	101
Figura 3.10 Microscopie elettroniche della distribuzione dei vuoti di calcestruzzi schiumati caratterizzati da: densità di 306 kg/m ³ , rapporto ac pari a 0,8 e porosità dell'88,67% a); densità di 201 kg/m ³ , rapporto ac pari a 0,9 e porosità del 92,56%	102

Figura 3.11 Fotografie delle diverse fasi di confezionamento dei campioni di calcestruzzo schiumato in ordine cronologico partendo dall'alto a sinistra arrivando alla fase di scassero in basso a destra.....	106
Figura 3.12 Fotografie delle diverse condizioni di maturazione investigate: in aria a temperatura ambiente a); avvolti in cellophane a temperatura ambiente b); in acqua c) e d)	107
Figura 3.13 Stufa utilizzata per l'essiccazione dei provini di calcestruzzo schiumato così da valutarne la densità secca	111
Figura 3.14 Confezionamento dei provini per la valutazione della densità della matrice cementizia non alleggerita con schiuma γ_{ss}	112
Figura 3.15 Effetto del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con densità pari a 400 kg/m ³ e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b).....	112
Figura 3.16 Effetto del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con densità pari a 600 kg/m ³ e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b).....	113
Figura 3.17 Effetto del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con densità pari a 800 kg/m ³ e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b).....	113
Figura 3.18 Effetto della densità secca su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con il cemento CEM I 52,5R e tensioattivo: Foamin C [®] a); FoamTek b).....	113
Figura 3.19 Effetto della densità secca su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con il cemento CEM II A-L 42,5R e tensioattivo: Foamin C [®] a); FoamTek b).....	114
Figura 3.20 Effetto della presenza del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati a diversa densità secca target con il cemento CEM I 52,5R e il tensioattivo Foamin C [®] : $\Delta\gamma$ [%] a); w_a [%] b)	114
Figura 3.21 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)	119
Figura 3.22 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo FoamTek in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)	119
Figura 3.23 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo SLS in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c).....	120
Figura 3.24 Effetto del tipo di tensioattivo sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con il CEM I 52,5R in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c).....	121
Figura 3.25 Effetto del tipo di tensioattivo sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con il CEM II A-L 42,5R in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c).....	122
Figura 3.26 Differenze morfologiche macroscopiche osservate in due provini di calcestruzzo schiumato sezionati a seguito del test di compressione, caratterizzati dalla stessa densità secca target di 800 kg/m ³	

e dalla medesima stagionatura in acqua, ma confezionati con schiume generate attraverso l'impiego di due differenti tensioattivi: Foamin C [®] (sinistra) e FoamTek (destra).....	122
Figura 3.27 Immagini al microscopio osservate in due provini di calcestruzzo schiumato sezionati a seguito del test di compressione, caratterizzati dalla stessa densità secca target di 800 kg/m ³ e dalla medesima stagionatura in acqua, ma confezionati con schiume generate attraverso l'impiego di due differenti tensioattivi: Foamin C [®] (sinistra) e FoamTek (destra).....	123
Figura 3.28 Effetto del rapporto <i>ac</i> sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo FoamTek e densità secca target pari a 600 kg/m ³ per le differenti condizioni di maturazione analizzate	124
Figura 3.29 Effetto del rapporto <i>ac</i> sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] e densità secca target pari a 600 kg/m ³ per le differenti condizioni di maturazione analizzate.....	125
Figura 3.30 Confronto tra la resistenza a compressione di provini di calcestruzzo schiumato confezionati con due differenti tensioattivi ad una densità secca target pari a 600 kg/m ³ per le diverse condizioni di maturazione analizzate e rapporti <i>ac</i> pari a 0,3 a); 0,5 b).....	126
Figura 3.31 Effetto delle condizioni di stagionatura sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati utilizzando il tensioattivo Foamin C [®] e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II A-L 42,5R b)	127
Figura 3.32 Effetto delle condizioni di stagionatura sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati utilizzando il tensioattivo FomTek e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II A-L 42,5R b).....	127
Figura 3.33 Resistenza a compressione al variare della densità secca dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] , CEM I 52,5R e superfluidificante Sikament [®] -330	129
Figura 3.34 Effetto della presenza del superfluidificante sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] e stagionati nelle tre diverse condizioni analizzate: aria a); cellophane b); acqua c)	129
Figura 4.1 Estrusore a pistone a): estrusione diretta (sopra), estrusione inversa (sotto); estrusore a vite b)	134
Figura 4.2 Estrusi di calcestruzzo schiumato ultra-leggero con insufficiente stabilità dimensionale	143
Figura 4.3 Estrusi di calcestruzzo schiumato ultra-leggero	143
Figura 4.4 Confronto tra paste allo stato fresco di calcestruzzo schiumato classico a) ed estrudibile b)	144
Figura 4.5 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c).....	151
Figura 4.6 Effetto delle condizioni di maturazione sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] , con rapporto <i>ac</i> pari a 0,3 e con: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b).....	151

Figura 4.7 Effetto del rapporto ac sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c).....	152
Figura 4.8 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile confezionati con CEM II A-L 42,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c).....	153
Figura 4.9 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 800 kg/m ³ b).....	153
Figura 4.10 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati ad una velocità di rotazione del miscelatore verticale pari a 3000 rpm con schiume da tensioattivo Foamin C [®] in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)	160
Figura 4.11 Effetto delle condizioni di maturazione sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati ad una velocità di rotazione del miscelatore verticale pari a 3000 rpm con schiume da tensioattivo Foamin C [®] , con rapporto ac pari a 0,3 e con CEM I 52,5R.	160
Figura 4.12 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati a diverse velocità di rotazione del miscelatore verticale con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 800 kg/m ³ b).....	161
Figura 4.13 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati a diverse velocità di rotazione del miscelatore verticale con CEM II A-L 42,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e per la densità secca target di 600 kg/m ³	162
Figura 4.14 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico (1200 rpm) ed estrudibile (3000 rpm) confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c).....	162
Figura 4.15 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico (1200 rpm) ed estrudibile (3000 rpm) confezionati con CEM II A-L 42,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare delle condizioni di maturazione e per la densità secca target di 600 kg/m ³	163
Figura 4.16 Provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile in diverse condizioni di stagionatura: in aria a); in cellophane b); in acqua c).....	164
Figura 4.17 Resistenza a trazione indiretta a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare della densità secca, per le tre diverse condizioni di maturazione investigate: aria a); cellophane b); acqua c)	168
Figura 4.18 Effetto delle condizioni di stagionatura sulle resistenze a trazione indiretta a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e	

con schiume da tensioattivo Foamin C [®] , per le tre densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c)	169
Figura 4.19 Resistenze a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento valutate sulle metà scaturite dalle rotture a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] al variare della densità secca, per le tre diverse condizioni di maturazione investigate: aria a); cellophane b); acqua c).....	170
Figura 4.20 Effetto delle condizioni di stagionatura sulle resistenze a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento valutate sulle metà scaturite dalle rotture a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] , per le tre densità secche target investigate: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c)	171
Figura 4.21 Effetto della normativa impiegata sulle resistenze a compressione a 28 giorni dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C [®] a diverse densità secche target e per le tre condizioni di stagionatura investigate: aria a); cellophane b); acqua c).....	171
Figura 4.22 Griglie bi-direzionali in fibra di vetro e fibre corte polimeriche.....	173
Figura 4.23 Fotografie in ordine cronologico a partire dall'alto a sinistra fino in basso a destra delle fasi di preparazione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile.....	174
Figura 4.24 Fotografie del telaio di prova CONTROLS 65-L1301/FR utilizzato per i test di flessione su tre punti (colonna di sinistra) e per i test di compressione (colonna di destra).....	180
Figura 4.25 Provini prismatici portati a rottura a flessione con tre differenti contenuti di fibre inglobate nella matrice cementizia: 0,7% a); 2,0% b); 5,0% c)	181
Figura 4.26 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta dei provini rinforzati con diversi contenuti volumetrici di fibre polimeriche <i>f_t</i> e la resistenza a trazione indiretta dei provini senza rinforzo <i>f_{tnr}</i> per differenti condizioni di stagionatura e densità secche target	181
Figura 4.27 Andamento della resistenza a trazione indiretta di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con differenti contenuti di fibre polimeriche al variare della densità secca effettiva per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c).....	182
Figura 4.28 Andamento della resistenza a trazione indiretta di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c).....	184
Figura 4.29 Andamento della resistenza a trazione indiretta di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c).....	184
Figura 4.30 Diagramma forza-tempo del provino prismatico appartenente alla serie #11G maturato in aria e progressione delle modalità di rottura a differenti stadi di carico – tipica rottura per aderenza con distacco del substrato esterno di calcestruzzo alleggerito dal rinforzo sovrastante	186
Figura 4.31 Diagramma forza-tempo del provino prismatico appartenente alla serie #10G maturato in acqua e progressione delle modalità di rottura a differenti stadi di carico – tipica rottura della griglia bi-direzionale di rinforzo in fibra di vetro	187

Figura 4.32 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta di prima frattura $ftpf$ dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro e la resistenza a trazione indiretta $ftnr$ dei provini senza alcun rinforzo, al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c).....	188
Figura 4.33 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta di prima frattura dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro ft e la resistenza a trazione indiretta $ftnr$ dei provini senza alcun rinforzo, al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c).....	188
Figura 4.34 Andamento della resistenza a trazione indiretta ft dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche al 2.0% in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)	189
Figura 4.35 Andamento della resistenza a trazione indiretta ft dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche al 5.0% in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)	190
Figura 4.36 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta ft dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche a diverso contenuto in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro e quella dei provini privi di rinforzo $ftnr$ al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)	190
Figura 4.37 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta ft dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche a diverso contenuto in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro e quella dei provini con sole fibre inglobate ftf allo stesso contenuto volumetrico al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c).....	191
Figura 4.38 Particolari di un provino prismatico di calcestruzzo schiumato estrudibile con la simultanea presenza di fibre polimeriche e griglia bi-direzionale maturato in cellophane dopo l'esecuzione della prova a flessione su tre punti.....	192
Figura 4.39 Istogrammi comparativi delle resistenze a trazione indiretta ft dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con le differenti strategie di rinforzo investigate al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c). 193	193
Figura 4.40 Diverse modalità di rottura dei provini prismatici sottoposti alla prova di flessione su tre punti riscontrate a seconda del sistema di rinforzo e delle condizioni di maturazione: provino privo di rinforzo a); provino con fibre polimeriche disperse b); provino con contemporanea presenza di griglia in fibra di vetro e fibre polimeriche disperse stagionato in aria o in cellophane (qualitativamente identica ma con un sistema fessurativo meno diffuso per il caso della presenza di sola griglia bi-direzionale) c); provino con contemporanea presenza di griglia in fibra di vetro e fibre polimeriche disperse stagionato in acqua (identica nel caso della presenza di sola griglia bi-direzionale) d).....	194

Figura 4.41 Andamento delle resistenze a compressione R_c degli spezzoni ottenuti dalla rottura a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con e senza fibre al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)	195
Figura 4.42 Istogrammi comparativi delle resistenze a compressione R_c degli spezzoni ottenuti dalla rottura a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con e senza fibre al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)	196
Figura 4.43 Istogrammi comparativi delle resistenze a compressione R_c degli spezzoni ottenuti dalla rottura a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con e senza fibre al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)	196
Figura 4.44 Valutazione del ritiro dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare del tempo di stagionatura in aria e della densità secca target a); istogrammi comparativi del ritiro a 28 giorni manifestato dai provini rinforzati con differenti contenuti in volume di fibre polimeriche maturati in aria b)	198
Figura 4.45 Assorbimento d'acqua dei provini cubici di calcestruzzo schiumato estrudibile valutato con la relazione 4.1 a) e con la 4.2 b).....	199
Figura 4.46 Lastra in calcestruzzo schiumato estrudibile appena confezionata a) e durante la stagionatura b)	201
Figura 4.47 Metodo del termoflussimetro per la determinazione del coefficiente di conducibilità termica	202
Figura 4.48 Andamento della conducibilità termica dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare della densità: contenuto naturale d'acqua medio del 18.70% a); essiccati b)	202
Figura 4.49 Confronto tra i coefficienti di conducibilità termica dei calcestruzzi schiumati estrudibili e dei calcestruzzi gassosi (Autoclaved Aerated Concrete): a pari densità umida a); a pari densità secca b)	204
Figura 4.50 Confronto macroscopico tra la morfologia delle bolle d'aria dei calcestruzzi schiumati estrudibili (sinistra) e quella dei calcestruzzi gassosi (destra) a densità secca pari a circa 550 kg/m^3	204
Figura 4.51 Sega circolare munita di disco diamantato di spessore sottile impiegata per il taglio dei provini cubici di calcestruzzo schiumato bloccati e serrati mediante l'utilizzo di due listelli in legno e di uno strettoio in acciaio	206
Figura 4.52 Porzioni di dimensioni $12 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ ricavate dalle foto scattate sulle sezioni di mezzeria dei campioni cubici di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target pari a: 400 kg/m^3 a), 600 kg/m^3 b); 800 kg/m^3 c)	206
Figura 4.53 Immagini binarie di dimensioni $12 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ delle sezioni di mezzeria dei campioni cubici di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target pari a: 400 kg/m^3 a), 600 kg/m^3 b); 800 kg/m^3 c)	207
Figura 4.54 Curve di distribuzione di frequenza cumulata dei diametri a) e parametri D50 e D80 b) per calcestruzzi schiumati estrudibili a densità secca target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3	207

Figura 5.1 Andamento tipico dello sforzo di taglio al variare del tempo in cui vengono evidenziate la fase di crescita lineare (I), il tratto viscoelastico (II) e il raggiungimento di uno stato stazionario (III) a); andamenti tipici di curve di flusso relative a fluidi caratterizzati da un diverso comportamento reologico: 1 - fluido newtoniano; 2 - fluido dilatante con comportamento shear thickening; 3 e 4 - fluido pseudoplastico con comportamento shear thinning; 5 - fluido plastico ideale; 6 - fluido plastico non ideale	212
Figura 5.2 Modelli matematici tipicamente impiegati per descrivere il comportamento reologico di conglomerati cementizi [120]	214
Figura 5.3 Reometro a piatti paralleli a); reometro a cilindri coassiali b); reometro a palette o vane test c)	220
Figura 5.4 Schema della scatola della prova di taglio diretto a); apparecchiatura di taglio diretto b)	223
Figura 5.5 Sistema ideato per l'esecuzione dell'extrusion test: elementi impiegati a), vista frontale del sistema di estrusione b); vista laterale del sistema di estrusione c)	225
Figura 5.6 Sequenza fotografica di un extrusion test per la valutazione della tenuta dimensionale di un estruso in calcestruzzo schiumato estrudibile.....	225
Figura 5.7 Reometro RM 180 a); beker cilindrico e bob di test inserito all'interno del campione in prova b)	226
Figura 5.8 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	228
Figura 5.9 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	228
Figura 5.10 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	229
Figura 5.11 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m ³ dopo 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	230
Figura 5.12 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	231
Figura 5.13 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	231
Figura 5.14 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	232

Figura 5.15 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m ³ dopo 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	232
Figura 5.16 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	233
Figura 5.17 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	233
Figura 5.18 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	234
Figura 5.19 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m ³ dopo 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	235
Figura 5.20 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	235
Figura 5.21 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	236
Figura 5.22 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	236
Figura 5.23 Confronto tra gli andamenti nel tempo degli abbassamenti degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m ³ al variare del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	237
Figura 5.24 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	238
Figura 5.25 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	238
Figura 5.26 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	239
Figura 5.27 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m ³ dopo 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	239

Figura 5.28 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	240
Figura 5.29 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	240
Figura 5.30 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	241
Figura 5.31 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m ³ dopo 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	242
Figura 5.32 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	242
Figura 5.33 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	243
Figura 5.34 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	244
Figura 5.35 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m ³ dopo 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	244
Figura 5.36 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	245
Figura 5.37 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	246
Figura 5.38 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	246
Figura 5.39 Confronto tra gli andamenti nel tempo degli abbassamenti percentuali degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m ³ al variare del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	247
Figura 5.40 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	247

Figura 5.41 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	248
Figura 5.42 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	249
Figura 5.43 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m ³ dopo 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	249
Figura 5.44 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	250
Figura 5.45 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	250
Figura 5.46 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	251
Figura 5.47 Andamento nel tempo dell'abbassamento dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m ³ dopo 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	252
Figura 5.48 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	252
Figura 5.49 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	253
Figura 5.50 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	253
Figura 5.51 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m ³ dopo 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)	254
Figura 5.52 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo di prova con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	255
Figura 5.53 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo di prova con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	255

Figura 5.54 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	256
Figura 5.55 Confronto tra gli andamenti nel tempo degli abbassamenti percentuali degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m ³ al variare del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione.....	256
Figura 5.56 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato classico al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c).....	257
Figura 5.57 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato classico al variare del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione e della densità secca target: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c)	257
Figura 5.58 Confronto tra i valori massimi degli abbassamenti percentuali determinati attraverso l'extrusion test degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico al variare della densità secca target e del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)	258
Figura 5.59 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	260
Figura 5.60 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	260
Figura 5.61 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	261
Figura 5.62 Tenuta dimensionale dell'estruso in calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target pari ad 400 kg/m ³ a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione	262
Figura 5.63 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	262
Figura 5.64 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	263
Figura 5.65 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	263
Figura 5.66 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	264

Figura 5.67 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	264
Figura 5.68 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	265
Figura 5.69 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	266
Figura 5.70 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	266
Figura 5.71 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	267
Figura 5.72 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	268
Figura 5.73 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	268
Figura 5.74 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione	269
Figura 5.75 Tenuta dimensionale dell'estruso in calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target pari ad 600 kg/m ³ a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione.....	270
Figura 5.76 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	271
Figura 5.77 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	271
Figura 5.78 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione	272
Figura 5.79 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	273

Figura 5.80 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	273
Figura 5.81 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	274
Figura 5.82 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	274
Figura 5.83 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	275
Figura 5.84 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	275
Figura 5.85 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	276
Figura 5.86 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	276
Figura 5.87 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	277
Figura 5.88 Tenuta dimensionale dell'estruso in calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target pari ad 800 kg/m ³ a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione.....	278
Figura 5.89 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	279
Figura 5.90 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	279
Figura 5.91 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	280
Figura 5.92 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.....	281

Figura 5.93 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione	281
Figura 5.94 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione.....	282
Figura 5.95 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m ³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione	282
Figura 5.96 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e, laddove possibile, a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c).....	283
Figura 5.97 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e, laddove possibile, a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione e della densità secca target: 400 kg/m ³ a); 600 kg/m ³ b); 800 kg/m ³ c)	283
Figura 5.98 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante delle paste di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c).....	284
Figura 5.99 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate crescente delle paste di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile (laddove tale determinazione è risultata possibile) al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)	285
Figura 6.1 Illustrazioni dell'utilizzo della stampa 3D nel settore edilizio per lo stampaggio di elementi di grandi dimensioni.....	292
Figura 6.2 Impiego della stampa 3D nel settore edilizio su scale ridotte.....	293
Figura 6.3 Utilizzo del pannello multistrato come cassero a perdere per l'eliminazione dei ponti termici in corrispondenza degli elementi strutturali.....	294
Figura 6.4 Illustrazione grafica del significato dello sfasamento dell'onda termica φ e del fattore di attenuazione fd	297
Figura 6.5 Muratura in mattoni pieni a due teste a); laterizio porizzato b); mattoni forati con cappotto in polistirene espanso con grafite c); calcestruzzo gassoso d).....	305
Figura 6.6 Confronto tra le resistenze a compressione di calcestruzzi schiumati estrudibili con densità secca target pari a 400 kg/m ³ con e senza impiego di fumo di silice: a parità di modalità di miscelazione a); per diverse modalità di miscelazione e, in particolare, impiegando la modalità di miscelazione migliore nel caso di assenza di fumo di silice b)	308

ELENCO DELLE TABELLE

Tabella 2.1 Gruppi idrofili utilizzati nei comuni tensioattivi in commercio.....	16
Tabella 2.2 Caratteristiche fisiche del tensioattivo proteico Foamin C [®]	42
Tabella 2.3 Caratteristiche fisiche del tensioattivo sintetico SLS.....	42
Tabella 2.4 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 1,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	48
Tabella 2.5 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 2 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	49
Tabella 2.6 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 2,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	50
Tabella 2.7 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 3 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	51
Tabella 2.8 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 3,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	51
Tabella 2.9 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 4 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	52
Tabella 2.10 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 4,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	52
Tabella 2.11 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C [®]	53
Tabella 2.12 Densità e drenaggio a 5, 10 e 15 minuti per schiume generate con tensioattivo sintetico SLS pari al 4% e a diversi valori della pressione dell'aria.....	58
Tabella 3.1 Proprietà dei tensioattivi utilizzati	104
Tabella 3.2 Mix design dei provini in calcestruzzo schiumato classico	108
Tabella 3.3 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini cubici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e w_a	110
Tabella 3.4 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato maturati in aria	116
Tabella 3.5 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato maturati in cellophane	117
Tabella 3.6 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato maturati in acqua	118
Tabella 3.7 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini stagionati in aria.....	130
Tabella 3.8 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini stagionati in cellophane.....	130
Tabella 3.9 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini stagionati in acqua.....	131

Tabella 3.10 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C® e con superfluidificante	131
Tabella 4.1 Mix design dei provini cubici in calcestruzzo cellulare estrudibile	147
Tabella 4.2 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini cubici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e wa	148
Tabella 4.3 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria	148
Tabella 4.4 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane	149
Tabella 4.5 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua	149
Tabella 4.6 Mix design dei provini cubici in calcestruzzo cellulare estrudibile confezionati con una velocità di rotazione della frusta miscelatrice pari a 3000 rpm.....	157
Tabella 4.7 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini prismatici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e wa	157
Tabella 4.8 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria	158
Tabella 4.9 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane	158
Tabella 4.10 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua	159
Tabella 4.11 Mix design dei provini prismatici in calcestruzzo cellulare estrudibile	165
Tabella 4.12 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini prismatici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e wa	165
Tabella 4.13 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria	166
Tabella 4.14 Resistenza a trazione indiretta e a compressione a 7 e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane	166
Tabella 4.15 Resistenza a trazione indiretta e a compressione a 7 e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua	167
Tabella 4.16 Mix design dei provini prismatici in calcestruzzo cellulare estrudibile con diverse strategie di rinforzo.....	175
Tabella 4.17 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini prismatici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e wa	176
Tabella 4.18 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria	177
Tabella 4.19 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane	178

Tabella 4.20 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua	179
Tabella 4.21 Mix design per il confezionamento delle miscele da usare per la realizzazione delle lastre per la valutazione del coefficiente di conduttività termica λ	200
Tabella 4.22 Porosità e conducibilità termica delle lastre in calcestruzzo schiumato estrudibile sia in condizioni di umidità naturale che essiccate	200
Tabella 4.23 Densità e conducibilità termica della lastra in AAC sia in condizioni di umidità naturale che essiccate	203
Tabella 4.24 Densità e conducibilità termica delle lastre in AAC sia in condizioni di umidità naturale che essiccate	206
Tabella 6.1 Classificazione prestazionale in base ai valori assunti dallo sfasamento φ e dall'attenuazione fd	297
Tabella 6.2 Soluzioni per pannello in CSE a tre strati in condizioni umide	300
Tabella 6.3 Soluzione per pannello in CSE a tre strati in condizioni secche	300
Tabella 6.4 Soluzione in classe prestazionale ottima per pannello in CSE a tre strati in condizioni umide	300
Tabella 6.5 Soluzioni per pannello in CSE a quattro strati in condizioni umide	301
Tabella 6.6 Soluzione per pannello in CSE a quattro strati in condizioni secche	302
Tabella 6.7 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento tradizionale in mattoni pieni e dell'innovativo pannello coestruso in CSE	303
Tabella 6.8 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento in laterizio porizzato e dell'innovativo pannello coestruso in CSE	304
Tabella 6.9 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento in laterizio porizzato e dell'innovativo pannello coestruso in CSE	304
Tabella 6.10 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento in laterizio porizzato e dell'innovativo pannello coestruso in CSE	306

1 INTRODUZIONE GENERALE

1.1 Campo di ricerca e finalità della tesi

I calcestruzzi cellulari o, ancor più specificatamente come da terminologia anglosassone, schiumati appartengono alla più ampia categoria dei calcestruzzi leggeri ossia quei conglomerati cementizi caratterizzati da una massa volumica compresa tra 200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 . I calcestruzzi schiumati posseggono ottime potenzialità e flessibilità di impiego grazie alle diverse peculiarità che ne fanno un materiale da costruzione dove leggerezza, buone proprietà meccaniche, isolamento termico, assorbimento acustico, resistenza al fuoco ed assorbimento di energia d'impatto possono essere abbinate a seconda delle esigenze da perseguire. Per di più tutto ciò in associazione ad una delle qualità più ricercate ed inseguite non solo nel settore dei calcestruzzi: l'economicità. Quest'ultima è resa possibile dalla semplicità e facile reperibilità degli elementi che li costituiscono: cemento, acqua, sabbia fine (sebbene in genere non sia presente nel campo delle masse volumiche medio – basse) e schiuma preformata. Proprio la schiuma, generata attraverso la miscelazione turbolenta di una soluzione di acqua e tensioattivo espansa con aria compressa, miscelata al conglomerato cementizio, dà luogo alla generazione, all'interno di quest'ultimo, di un sistema di bolle d'aria che vi conferisce le proprietà già ricordate, comuni a tutti i sistemi cellulari.

L'elevata variabilità della densità fa sì che i calcestruzzi schiumati siano caratterizzati da aspetto, prestazioni ed impieghi estremamente diversificati. Evidentemente, alle masse volumiche più basse sono associate ottime prestazioni in termini di isolamento termico, assorbimento acustico e resistenza al fuoco, ma contestualmente scarse resistenze meccaniche.

Nonostante la maggior parte degli studi presenti nella letteratura scientifica del settore si concentri sulla valutazione dell'effetto della densità sulle proprietà fisiche e meccaniche di questo materiale, tali proprietà sono fortemente influenzate anche dal contenuto e dalla tipologia di cemento, dai rapporti acqua/cemento e aria/cemento, dalle qualità della schiuma preformata [70], dalle dimensioni delle bolle d'aria inglobate, dalle proprietà degli aggregati (qualora presenti), dalle modalità e dal tempo di miscelazione, dalle condizioni di stagionatura e dalle dimensioni dei provini [112]. Tutto ciò fa intuire come il progetto della miscela di questi calcestruzzi sia molto più complesso e delicato rispetto a quello relativo alle miscele tradizionali: basti pensare che non è assolutamente detto che la resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati cresca al diminuire del rapporto acqua/cemento [61].

Per quel che riguarda i campi di impiego, a differenza dei più noti e diffusi calcestruzzi gassosi (si pensi al GasBeton o all'YTONG), l'altra categoria di calcestruzzi cellulari, che possono essere impiegati solo nel campo della prefabbricazione in stabilimento per la produzione di lastre, pannelli e blocchi monolitici autoportanti da adoperare per la realizzazione di svariati elementi costruttivi (murature portanti, tramezzi, tamponature esterne, solai, coperture), in aggiunta a tutto ciò, gli schiumati possono essere anche gettati direttamente in opera per la realizzazione di elementi sia strutturali che non strutturali e di riempimenti protettivi e/o stabilizzanti.

In questa panoramica generale si inserisce la presente attività di ricerca che nasce come risposta ad una specifica esigenza: sia che si tratti di prefabbricazione che di getto in opera, la scarsa tenuta dimensionale di tale materiale allo stato fresco non permette di poterne sfruttare appieno o, per lo meno, in maniera ancor più economicamente vantaggiosa le sue peculiarità. Infatti, se tale materiale fosse capace di autosostenersi negli istanti immediatamente successivi alla miscelazione dei suoi costituenti potrebbe essere industrializzato mediante un processo di formatura ormai ben consolidato in altri settori: l'estrusione. Ciò consentirebbe di innovare profondamente i processi produttivi che caratterizzano il settore dei calcestruzzi leggeri mediante soluzioni caratterizzate da elevata capacità produttiva, efficienza e flessibilità. La completa eliminazione delle casseforme, la possibilità di formare il prodotto semplicemente mediante il suo passaggio attraverso la matrice di estrusione, l'elevata ampiezza di gamma grazie alla possibilità di ottenere sia elementi strutturali (progettando il mix design della miscela in modo da enfatizzare le caratteristiche meccaniche) sia non strutturali (progettandolo in modo da enfatizzare invece le proprietà di isolamento termico, assorbimento acustico, resistenza al fuoco) sono solo alcuni dei vantaggi connessi all'innovazione.

Tuttavia prima di poter innovare bisogna conoscere. Ecco perché l'attività di ricerca pone le basi anzitutto sullo studio delle proprietà del componente peculiare di questa categoria di calcestruzzi leggeri, ossia le schiume liquide, al variare di alcuni parametri, quali la pressione dell'aria e la concentrazione e la natura del tensioattivo impiegato, da cui dipendono due caratteristiche fondamentali di questi sistemi dispersi: la densità e il tempo di vita. Lo step successivo è evidentemente quello relativo all'investigazione delle proprietà dei calcestruzzi ottenuti impiegando proprio le schiume migliori risultate dalla prima fase dello studio. Poiché un campo del settore delle costruzioni in cui, negli ultimi anni, la domanda è sempre più crescente risulta senz'altro essere quello relativo ai materiali contraddistinti da ridotta massa volumica (quindi ottime proprietà isolanti, fono-assorbenti e di resistenza al fuoco) associata a proprietà meccaniche quanto più possibile elevate, l'attività di ricerca si è incentrata proprio nel range di densità medio – basse dei calcestruzzi schiumati. La scelta poi di ampliare l'investigazione a diverse tipologie di cemento, schiume ottenute da tensioattivi di differente natura chimica, diverse condizioni di stagionatura, differenti rapporti acqua/cemento fa sì che tale attività di ricerca non si presenti semplicemente come esatto termine di paragone (in quanto relativo a stesse attrezzature e medesimi costituenti base del mix design) cui riferire le attività sperimentali relative alla fase di vera innovazione, ma permetta anche di ampliare la comprensione e la conoscenza scientifica di questa tipologia di calcestruzzi cellulari nel range di densità medio-basse.

Poste le fondamenta bisogna costruire. E per costruire bisogna prima capire quale materiale impiegare per realizzare la struttura portante. Lo studio delle proprietà degli additivi comunemente impiegati nel settore dei calcestruzzi (fluidificanti e superfluidificanti, viscosizzanti, riduttori del ritiro, idrofobizzanti, aeranti, acceleranti) e dei processi di intrappolamento e stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno del conglomerato cementizio serve proprio a tale scopo: individuare quelle sostanze (se possibile a basso impatto ambientale e ottenute da fonti rinnovabili) che, aggiunte alla miscela, ne esercitano un doppio effetto, ossia la stabilizzazione delle bolle e l'incremento della viscosità e della consistenza della pasta nella sua complessità (obiettivi non perseguibili

simultaneamente mediante l'impiego degli additivi presenti sul mercato), tutto ciò senza interferire negativamente con le reazioni di idratazione della pasta cementizia.

Scelti i materiali è possibile procedere con la costruzione dei risultati mediante diverse indagini sperimentali atte a valutare le proprietà meccaniche del calcestruzzo schiumato capace di autosostenersi allo stato fresco. Per di più, la volontà di ottenere resistenze quanto più possibili prossime a quelle dei più costosi calcestruzzi gassosi trova eco nello studio di opportune strategie per il miglioramento sia della resistenza a compressione che di quella a trazione indiretta dei calcestruzzi schiumati innovativi.

Così come lo scheletro portante di una struttura non è abitabile fin quando non vengono concluse le opere di finitura, allo stesso modo la caratterizzazione meccanica deve essere accompagnata da quelle relative alle fondamentali proprietà di isolamento termico, attraverso la determinazione del coefficiente di conducibilità termica al variare di diversi parametri quali la densità e l'umidità dei campioni, alla caratterizzazione morfologica delle bolle d'aria e alla caratterizzazione delle proprietà reologiche. Quest'ultimo studio, che vede la determinazione dell'yield stress e della viscosità plastica al variare della densità e del tempo di invecchiamento delle miscele, sia per via della carenza di pubblicazioni scientifiche al riguardo, sia per ottenere un parametro con cui confrontare i valori relativi alle miscele innovative è opportunamente esteso anche ai calcestruzzi schiumati classici.

Ma anche un novello imprenditore nel settore edilizio sa che il guadagno connesso all'edificio che ha costruito dipende fortemente dal panorama in cui esso è posto in termini di accessibilità, infrastrutture, servizi, ecc. Fatto il materiale bisogna trovare il modo di sfruttarne appieno le potenzialità. Certo, potrebbe essere utilizzato nel campo della prefabbricazione per la produzione di manufatti leggeri senza l'utilizzo dei casseri con risparmi notevoli di tempo e di denaro.

Certo, potrebbe essere utilizzato per la produzione di pezzi speciali e manufatti con forme ardite senza incremento del costo del prodotto.

Certo, potrebbero essere realizzati dei blocchi autoincastranti con l'eliminazione delle malte di allettamento tra i blocchi stessi.

Certo, potrebbe essere impiegato nell'ambito dell'innovativo settore della stampa 3D.

Certo, certo, certo... Ma se si riuscisse ad ottenere un elemento monolitico ingegnerizzato con densità variabile nello spessore le cui proprietà possono essere progettate ad hoc in funzione delle necessità da perseguire non sarebbe forse la soluzione migliore che quell'imprenditore potesse trovare?

1.2 Articolazione della tesi

La tesi è suddivisa in sette capitoli.

Dopo questo capitolo introduttivo, nel *Capitolo 2* vengono anzitutto illustrate la struttura, le proprietà e le caratteristiche delle schiume liquide, nonché i fenomeni che ne regolano la stabilità e i diversi metodi che possono essere impiegati per produrle. Alla discussione teorica fanno seguito la presentazione del generatore impiegato per la produzione delle schiume e la descrizione delle attività sperimentali effettuate per la loro caratterizzazione.

Nel *Capitolo 3*, dopo una breve panoramica sulle diverse tipologie di calcestruzzi leggeri, vengono discusse le proprietà dei calcestruzzi schiumati che, per differenziarli da quelli

innovativi, vengono qualificati con l'appellativo "classici", e i meccanismi di intrappolamento e stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno della matrice cementizia. La seconda parte del capitolo è dedicata alle indagini effettuate sui calcestruzzi schiumati classici (CSC) che hanno permesso di mettere in luce diversi aspetti relativi alle caratteristiche fisiche e meccaniche di questo materiale non ancora evidenziati nella letteratura specifica di settore.

Nel *Capitolo 4*, a seguito di una breve discussione sul processo di estrusione e sull'estrusione dei materiali a matrice cementizia, viene riportata l'attività sperimentale relativa a definire prima e a caratterizzare poi, dal punto di vista meccanico (con l'ulteriore presentazione di strategie utili ad incrementare le resistenze), fisico e morfologico gli innovativi calcestruzzi schiumati estrudibili (CSE), così da mettere in evidenza le differenze rispetto alle altre due tipologie di calcestruzzi cellulari: CSC e gassosi.

Il *Capitolo 5* è focalizzato sulla reologia delle paste cementizie; in particolare, dopo un breve cenno sui concetti di base del comportamento reologico delle miscele cementizie e sulle strumentazioni impiegate per valutarlo (partendo da quelle più usuali, comunemente impiegate per la valutazione della lavorabilità in cantiere fino a giungere a quelle più complesse ma, evidentemente, al contempo, più consone allo studio dei parametri, quali yield stress e viscosità plastica, che governano il comportamento allo stato fresco di questi materiali) vengono mostrate le sperimentazioni effettuate sia sui CSC che sui CSE al variare della densità e del tempo di invecchiamento dal termine della fase di miscelazione. Lo studio è effettuato mediante due differenti determinazioni, la prima delle quali, denominata extrusion test ed ispirata alla classica prova dello slump test, ma opportunamente modificata, è rivolta alla valutazione della tenuta dimensionale del materiale allo stato fresco, mentre la seconda, di più classica accezione, è volta a determinare le proprietà reologiche delle miscele in termini di yield stress e viscosità con l'utilizzo di un reometro rotazionale.

Nel *Capitolo 6* vengono spiegati i vantaggi che scaturiscono dall'impiego del materiale innovativo nel campo della prefabbricazione in stabilimento di manufatti a matrice cementizia ed illustrate le potenzialità di una sua applicazione con la tecnica della stampa 3D direttamente in cantiere. Viene poi presentata una soluzione applicativa che sfruttando appieno l'accoppiata tecnologie produttive/applicative – peculiarità del CSE permette di ottenere in un unico elemento monolitico prestazioni altrimenti in antitesi come la simultaneità di ottimo isolamento termico e buonissime proprietà meccaniche. Le prestazioni termiche delle soluzioni proposte sono poi confrontate con quelle relative ai sistemi attualmente più impiegati nel campo delle chiusure verticali. Il capitolo si chiude con un'analisi dei possibili campi di ricerca che possono scaturire da quanto riportato nella tesi.

Infine, il *Capitolo 7* illustra in modo sintetico le conclusioni più importanti scaturite dall'attività di ricerca.

1.3 Pubblicazioni scientifiche correlate alla tesi

Parte del lavoro presente in questa tesi è già stato pubblicato o sottomesso a riviste scientifiche internazionali e presentato in conferenze internazionali. Di seguito si riportano i lavori già ultimati:

- [1] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., Compressive and flexural strength of fiber-reinforced foamed concrete: Effect of fiber content, curing conditions and dry density, *Construction and Building Materials*, (submitted to in revised form, 2018).
- [2] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., (2019), Improving the flexural capacity of extrudable foamed concrete with glass-fiber bi-directional grid reinforcement: An experimental study, *Composite Structures*, 209, 45-59.
- [3] Falliano D., Gugliandolo E., De Domenico D., Ricciardi G., (2019), Experimental investigation on the mechanical strength and thermal conductivity of extrudable foamed concrete and preliminary views on its potential application in 3D printed multilayer insulating panels, In: *T. Wangler and R. Flatt (Eds.): DC 2018 RILEM bookseries*, 19, 1-10.
- [4] Falliano D., Gugliandolo E., De Domenico D., Ricciardi G., Experimental investigation on the mechanical strength and thermal conductivity of extrudable foamed concrete and preliminary views on its potential application in 3D printed multilayer insulating panels, *1st RILEM International conference on concrete and digital fabrication*, 277-286.
- [5] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., Improving the mechanical properties of extrudable cellular concrete by embedded fiber reinforcement, In: *Book of abstract – ICCS21 21th International Conference on Composite Structures*.
- [6] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., (2018), Key factors affecting the compressive strength of foamed concrete, *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 431 062009.
- [7] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., (2018), Experimental investigation on the compressive strength of foamed concrete: Effect of curing conditions, cement type, foaming agent and dry density, *Construction and Building Materials*, 165, 735-749.
- [8] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., (2018), Mechanical characterization of extrudable foamed concrete: An experimental study, *Engineering and Technology International Journal of Civil and Environmental Engineering*, 12(3), 290-294.
- [9] Falliano D., De Domenico D., Ricciardi G., Gugliandolo E., (2018), Mechanical characterization of extrudable foamed concrete: An experimental study, *20th International Conference on Concrete Engineering and Technology*.

In particolare, [6] e [7] sono contributi relativi al CSC, mentre gli altri fanno riferimento all'innovativo CSE. Si è inoltre depositata la domanda di brevetto per invenzione industriale (n° 102015000045322) con richiesta di estensione a brevetto internazionale (2017).

Infine, altri tre articoli relativi alle indagini sperimentali sulla caratterizzazione morfologica dei CSE e alle proprietà reologiche sia dei CSC che dei CSE mostrate nel Capitolo 5 della presente tesi sono ad oggi in fase di ultimazione e verranno pubblicati su riviste scientifiche del settore nei prossimi mesi.

2 LE SCHIUME: PANORAMICA E SPERIMENTAZIONE

2.1 Introduzione

Le schiume liquide fanno parte della nostra esperienza quotidiana e ci accompagnano durante tutto l'arco della giornata senza che, forse, si faccia loro caso: dalle prime azioni che seguono la sveglia (doccia, rasatura, colazione) a quelle tipicamente serali (birra o gelato con gli amici) si presentano alla nostra attenzione. Ma, oltre a queste situazioni che potrebbero essere definite familiari, esse rivestono un'importanza fondamentale in campi quali spegnimento di incendi (grazie all'azione estinguente basata sui meccanismi di soffocamento, raffreddamento, diluizione e blocco dei vapori), smorzamento di esplosioni, raccolta di polveri radioattive, irrorazione, recupero di minerali (grazie alla loro abilità di selezionare un minerale rispetto ad un altro, caratteristica utilizzata anche per la separazione delle proteine) [1]. Tutti i diversi campi di applicazione sfruttano quella che risulta essere la peculiarità fondamentale delle schiume: la capacità di disperdere una piccola quantità di liquido in un volume molto grande, abbassandone così significativamente la densità. Fanno parte della quotidianità anche le schiume solide: il pane, le torte, le ossa, i nidi d'ape appartengono infatti a tale categoria. Tra queste, in ambito industriale, merita certamente una menzione speciale il polistirene espanso utilizzato sovente in campi quali i riempimenti di cavità, l'isolamento termico e l'assorbimento acustico.

Fin da questo primo capitolo emergerà il carattere fortemente sperimentale della presente tesi; infatti, dopo i primi paragrafi in cui verranno discusse le proprietà delle schiume, i fenomeni che ne regolano la stabilità e i metodi per la loro produzione, verranno presentate le sperimentazioni effettuate presso i laboratori del Dipartimento di Ingegneria dell'Università degli Studi di Messina atte a caratterizzare le schiume da utilizzarsi nelle fasi successive dell'attività di ricerca.

2.2 Struttura delle schiume liquide

Sistemi omogenei ed eterogenei

La maggior parte dei sistemi presenti in natura risulta essere costituito da miscugli, ossia da una mescolanza di sostanze diverse che mantengono la loro identità specifica. Si definiscono omogenei, caratterizzati dunque dalle medesime caratteristiche chimico-fisiche in ogni loro punto, quei miscugli costituiti da sostanze mescolate in modo uniforme, si pensi, ad esempio, all'acqua marina che contiene disciolti molti sali minerali, mentre, evidentemente, qualora la mescolanza dia luogo ad una non uniformità del sistema, essi vengono denominati eterogenei, i quali, dunque, possono presentare caratteristiche chimico-fisiche diverse da punto a punto, si pensi, stavolta, all'insieme di due liquidi non miscibili come, ad esempio, acqua e olio, oppure a rocce formate da due o più minerali.

Il primo dei due esempi appena proposti chiama in causa un caso particolare di miscuglio eterogeneo definito emulsione liquida, nella quale un liquido è disperso in altro liquido. Nel caso di dispersione di un liquido in un solido si sarebbe parlato di emulsione solida.

In base alle dimensioni delle particelle che li costituiscono, i miscugli eterogenei possono essere distinti nelle seguenti categorie:

- sospensioni: miscugli eterogenei di particelle solide o liquide – fase dispersa –, aventi dimensioni superiori a 1000 nm e, dunque, visibili ad occhio nudo o al microscopio ottico e separabili per filtrazione, disperse in un fluido (liquido o gas che sia) – fase disperdente –;
- colloidi: miscugli eterogenei di particelle solide o liquide – fase dispersa –, aventi dimensioni comprese tra 1 e 1000 nm, visibili solo all’ultramicroscopio o, anche, illuminando con un fascio di luce trasversale il recipiente contenente il colloide ed osservandolo poi perpendicolarmente alla direzione del raggio di luce¹, e separabili per dialisi, disperse in un fluido (liquido o gas che sia) – fase disperdente –; all’interno di questa categoria può essere introdotta un’ulteriore distinzione tra:
 - sol: in cui piccolissime particelle di un solido si trovano disperse in un liquido;
 - gel: solitamente masse gelatinose in cui piccole particelle di liquido sono inglobate in un solido;
 - aerosol: in cui piccole particelle di un solido o di un liquido sono disperse in un gas, nel primo caso (particelle solide) si parla più specificatamente di fumi, nel secondo (particelle liquide) di nebbie;
 - schiume liquide: in cui piccole particelle di un gas sono disperse in un liquido;
 - schiume solide: in cui piccole particelle di un gas sono disperse in un solido.

Le soluzioni, d’altro canto, costituite da particelle che si distribuiscono uniformemente in tutto il volume a disposizione e caratterizzate da dimensioni inferiori ad 1 nm e, pertanto, non visibili in alcun modo e non separabili né per filtrazione, né per dialisi, appartengono alla categoria dei miscugli omogenei [2].

Quelli appena richiamati sono evidentemente i casi più semplici in quanto si può incorrere in situazioni in cui le fasi coesistenti siano più di due come accade, ad esempio, nel caso del gelato o della panna montata che rappresentano schiume in cui il gas è disperso non in un liquido, bensì in un’emulsione liquida, essendo, come detto, quest’ultima una dispersione di liquido in un altro liquido.

Si evince dalla trattazione precedente come la schiuma non sia altro che una dispersione di un gas in un mezzo liquido o solido, per cui la sua peculiarità fondamentale è quella di riuscire a disperdere una piccola quantità di liquido in un volume molto grande, riuscendo così ad ottenere dei sistemi caratterizzati da bassissime densità: la maggior parte del volume, anche fino al 95%, è infatti occupato dal gas.

¹ Tale fenomeno è definito effetto Tyndall ed è dovuto al fatto che le particelle che costituiscono i sistemi colloidali riescono a disperdere la luce avendo dimensioni dell’ordine della lunghezza d’onda della luce stessa. Tali particelle sono inoltre caratterizzate da un moto rapido e disordinato, definito moto browniano, che è dovuto ai continui urti tra le particelle colloidali e le molecole del mezzo nel quale sono disperse e in cui va ricercata la causa della stabilità del sistema colloidale: tali moti disordinati, equilibrando la forza di gravità che agisce sulle particelle stesse, consentono loro di rimanere in sospensione [2].

Tipologie e struttura delle schiume liquide

Le schiume liquide, in relazione alla loro origine, possono essere suddivise in:

- schiume chimiche: originate grazie all’anidride carbonica che si sviluppa durante la reazione tra soluzioni di sali alcalini, generalmente bicarbonato di sodio, e acidi in presenza di un agente schiumogeno; questa tipologia è stata abbandonata nel corso degli ultimi anni a favore delle cosiddette schiume meccaniche, più economiche, facilmente gestibili e generabili delle prime;
- schiume meccaniche: le più comuni, come appena accennato, generate a partire da una soluzione di acqua e tensioattivo espansi con aria compressa.

Una seconda possibile classificazione è quella che distingue le schiume in base alla quantità di liquido in esse contenute [1]:

- schiume umide: per le quali la frazione volumetrica della fase liquida è generalmente compresa tra il 10% e il 20% e la forma delle bolle che le costituiscono è approssimativamente sferica, con elevata pressione interna, cf. Figura 2.1 a);
- schiume secche: caratterizzate da una frazione volumetrica della fase liquida inferiore al 10%, e da una forma approssimativamente poliedrica delle bolle che le costituiscono, cfr. Figura 2.1 b).

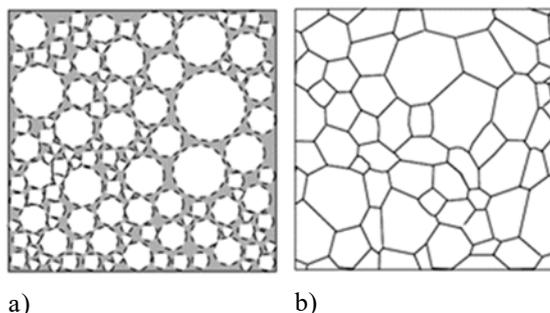


Figura 2.1 Classificazione delle schiume in relazione alla quantità di liquido che contengono: schiume umide a); schiume secche [1] b)

Facendo riferimento alle schiume secche, è possibile distinguere tra “lamelle”, “Plateau border” e “nodi”, come mostrato in Figura 2.2 a) e b). In particolare, con il termine “lamelle” si individua quella specifica parte delimitata dalla superficie esterna di due bolle adiacenti, per cui, entrando più nel dettaglio, esse rappresentano la regione che circonda, comprendendole, le sottili pellicole di liquido (“thin film region”) e che è delimitata dalle due superfici interfacciali di separazione tra fase gassosa e fase liquida, presenti da ambo i lati della “thin film region”; si considerano facenti parte delle lamelle anche le zone di intersezione tra due lamelle adiacenti. I tubi di liquido in cui convergono tre lamelle vengono definiti “Plateau border”. I punti in cui si incontrano solitamente quattro Plateau border vengono invece definiti “nodi”.

Essendo le schiume caratterizzate da strutture tridimensionali, le loro rappresentazioni schematiche in due dimensioni non consentono di capire appieno e con un semplice sguardo superficiale le definizioni sopra riportate; prendendo in considerazione la Figura 2.1 b), le linee rappresentano proprio le lamelle mentre i Plateau border sono rappresentati dai punti di

intersezione delle linee; le definizioni date risultano più chiare dall'analisi della Figura 2.2 a). Si fa inoltre notare come solo nella rappresentazione tridimensionale di Figura 2.2 b) sia possibile mettere in luce i “nodi”.

Tuttavia la consuetudine presente in letteratura di considerare che la fase gassosa sia separata dalle sottili pellicole di liquido per mezzo di una netta e ben definita superficie d'interfaccia, risulta, in realtà, essere una astrazione. Infatti, questa netta superficie di separazione non esiste e la ragione di approssimare il comportamento fisico di questa regione d'interfaccia liquido-gas con tale specifica superficie, detta superficie di Gibbs, è dettata da ragioni di convenienza matematica [3].

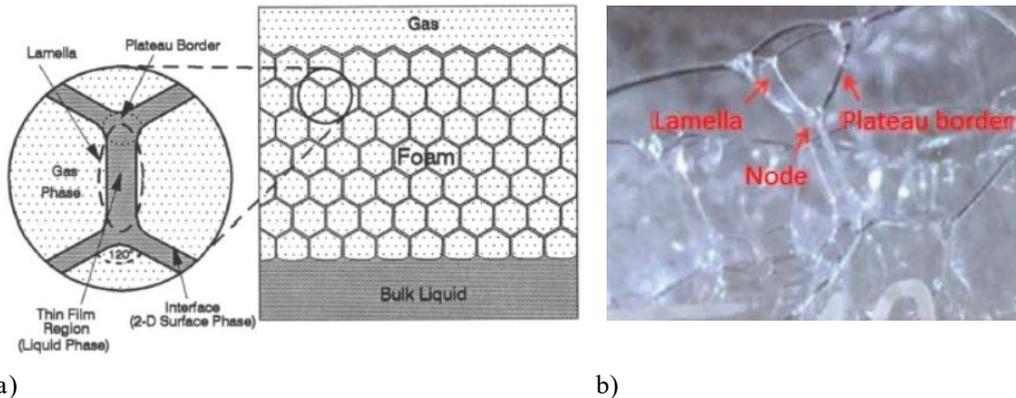


Figura 2.2 Struttura delle schiume secche: [3],[4] a); [4] b)

Nel XIX secolo, il fisico belga Joseph Plateau, basandosi su osservazioni sperimentali da lui condotte, ha descritto il comportamento e la struttura di lamine di acqua saponata, alla base dello studio teorico delle schiume:

- le lamine di acqua saponata si realizzano come superfici lisce;
- la curvatura media di una porzione di una lamina è costante in qualsiasi punto della stessa porzione di lamina;
- le lamine si incontrano sempre in gruppi di tre lungo un bordo, chiamato bordo di Plateau, e lo fanno con un angolo di circa $109,47^\circ$;
- I bordi di Plateau si incontrano in un vertice a quattro con un angolo pari a circa $109,47^\circ$.

Configurazioni diverse da quelle descritte dalle leggi di Plateau sono instabili e le lamine di acqua saponata tenderanno rapidamente a riorganizzarsi per conformarsi a queste leggi.

Plateau studiò anche l'interazione bidimensionale tra tre lamelle, concludendo che esse si incontrano sempre formando angoli di 120° , come riportato in Figura 2.2 a); nel caso tridimensionale di quattro lamelle, invece, si torna agli angoli tetraedrici di $109,47^\circ$ e, poiché i film lineari e planari non possono soddisfare questa condizione, le lamelle devono essere curve.

2.3 Stabilità delle schiume

Un liquido puro in assenza di un cosiddetto agente tensioattivo non riesce a dar luogo ad una schiuma stabile. Infatti, qualora una bolla d'aria venisse introdotta al di sotto della superficie di un tale liquido, questa collasserebbe quasi istantaneamente per via dell'alta tensione superficiale del solvente e il repentino drenaggio del liquido. Questo comportamento può essere modificato sostanzialmente dalla presenza di impurità nel liquido quali, ad esempio, particelle di polvere, polimeri, anioni o cationi da sali inorganici, che possono causare un effetto spumeggiante nel liquido puro. Da questo punto di vista, è possibile rendersi conto dell'effettiva purezza del liquido mediante un semplice test che prevede lo scuotimento vigoroso del recipiente contenente il campione d'acqua in questione. Se le bolle che si vengono a formare per effetto di questo scuotimento persistono senza coalescere anche per un solo secondo, ciò è indicativo della presenza, anche se in concentrazioni estremamente basse, di una impurità con caratteristiche tensioattive [5].

In questo paragrafo verranno discussi gli aspetti essenziali che governano la stabilità e, conseguentemente, il tempo di vita delle schiume.

2.3.1 Concetti di base nella chimica dei colloid

Le peculiarità che caratterizzano uno stato colloidale sono senza ombra di dubbio la notevole estensione della superficie di separazione tra la fase dispersa e la fase disperdente e le specifiche proprietà fisico-chimiche delle molecole che si trovano all'interfaccia tra le due fasi.

L'estensione della superficie di separazione tra fase dispersa e disperdente può essere intuita agevolmente, in quanto prendendo in considerazione una generica particella sferica di raggio R costituita dal materiale che deve essere disperso e immaginando di dimezzarne via via il raggio a seguito della dispersione della particella nella fase disperdente, è evidente come, ipotizzando che la densità del materiale non cambi per effetto delle successive riduzioni delle dimensioni e tenendo conto che il volume totale occupato debba comunque mantenersi costante, l'estensione dell'area superficiale, essendo inversamente proporzionale al raggio R , si incrementerà sensibilmente con il procedere della dispersione.

Sistemi liofili e liofobi

I sistemi colloidali possono essere distinti in colloid liofili e colloid liofobi. I primi sono caratterizzati da una elevatissima affinità tra la fase dispersa e la fase disperdente, tanto che il sistema che si viene a generare è del tutto simile ad una vera soluzione e risulta essere termodinamicamente stabile. Se il mezzo disperdente è l'acqua, si parlerà più specificatamente di colloid idrofili. Esempi di sistemi colloid liofili sono rappresentati dalle soluzioni di molti polimeri naturali, come gomma o amido, o sintetici, quali nylon o polietilene, o anche da soluzioni come quelle formate dalle proteine, dai polisaccaridi, dai saponi e dai detergenti.

D'altro canto, i colloid liofobi (o, analogamente a quanto detto prima, idrofobi qualora il mezzo disperdente fosse l'acqua) sono contraddistinti da una scarsa affinità tra la fase dispersa e quella disperdente, risultando così termodinamicamente instabili. Questa seconda classe di colloid tende a separarsi nel tempo in due fasi distinte di differente densità a seguito di un

processo di sedimentazione o, altrimenti, può essere soggetta a fenomeni quali la flocculazione² e/o la coalescenza³ della fase dispersa con la conseguenza della formazione di particelle disperse di maggiore massa e volume. Esempi di colloidali liofobi sono la panna montata, il fumo, la maionese, ma anche soluzioni colloidali di elementi quali oro, argento, zolfo, ecc.

Nel caso dei colloidali liofili la superficie di interfaccia tra la fase dispersa e la fase disperdente è interessata dalla presenza delle molecole di solvatazione⁴. Ciò incide sulla struttura del solvente che viene modificata significativamente nelle vicinanze del soluto, salvo poi assumere nuovamente le caratteristiche proprie del solvente puro man mano che ci si discosta dalla molecola solvatata. Inoltre la solvatazione può incidere anche sui connotati delle molecole di soluto, modificandone, ad esempio, la disposizione sterica di alcuni gruppi di atomi in base alla loro polarità⁵.

Passando al caso dei colloidali liofobi, anche qui si registrano modifiche locali nella struttura del solvente e nella disposizione sterica delle molecole superficiali delle particelle della fase dispersa. In questo caso, però, non vi è solvatazione o, per lo meno, è estremamente limitata, e non possono sussistere dei forti legami tra le molecole superficiali della fase dispersa e quelle della fase disperdente. Tuttavia le molecole superficiali della fase dispersa sono legate alle molecole più interne e ciò fa sì che siano soggette ad una forza attrattiva diretta verso l'interno della particella, non bilanciata da un'analogha forza diretta in senso opposto. Ciò si traduce in una maggiore energia potenziale posseduta da queste molecole più superficiali rispetto a quella degli strati sottostanti che dà luogo ad una forza netta che, agendo sulla superficie stessa della molecola, tende a ridurne l'area. In altri termini, le molecole dello strato superficiale sono soggette ad una forza risultante non nulla che tende a farle spostare verso l'interno, sfuggendo dalla superficie limite che, conseguentemente, tende ad assumere l'estensione minima possibile (in assenza di altre forze la superficie minima è quella sferica).

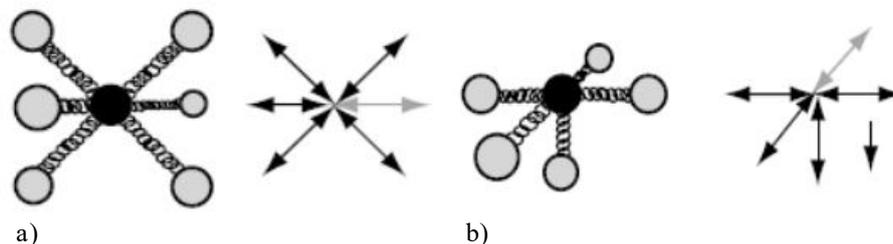


Figura 2.3 Schematizzazione della forza netta agente sulle molecole [6]: nella massa: nulla [4] a); sulla superficie: diretta verso l'interno b).

² Per flocculazione si intende il raggrupparsi, per mezzo di legami interparticellari, a formare un grappolo (o flocculo) di più particelle originarie che mantengono comunque la rispettiva identità.

³ Per coalescenza si intende il fondersi di più particelle originariamente distinte così da formarne una di dimensioni maggiori in cui non sia più possibile riconoscere le diverse particelle originarie.

⁴ La solvatazione consiste nell'interazione tra soluto e solvente per la quale le singole molecole di soluto disciolto si circondano di molecole di solvente.

⁵ Sono definite molecole polari quelle che presentano una distribuzione asimmetrica degli elettroni di legame. Le molecole che non presentano tale fenomeno sono dette non polari o apolari.

Ma, come nel caso dei sistemi liofili, in quelli liofobi vi sono delle conseguenze anche sulla fase disperdente che verrà influenzata dalla presenza delle particelle disperse; infatti, anche le molecole della fase disperdente più prossime alla superficie delle particelle sono soggette ad una forza risultante diretta verso l'interno e sono quindi caratterizzate dal possedere un'energia potenziale più elevata. In questo caso si viene a modificare l'orientamento sterico delle molecole di solvente con l'ottenimento di una struttura più compatibile con le interazioni di tipo Van der Waals, deboli legami di natura elettrostatica, che si determinano con le molecole superficiali della fase dispersa. Queste modifiche hanno l'effetto di ridurre il valore della tensione superficiale σ , rendendo meno instabile il sistema colloidale.

In definitiva appare evidente come σ dipenda dalla maggiore o minore propensione delle fasi del sistema colloidale a modificare la propria struttura in corrispondenza della regione interfascia⁶.

La tensione superficiale, da un punto di vista termodinamico, può definirsi come il lavoro per unità di area richiesto per formare una nuova superficie [6] (si pensi, ad esempio, al lavoro necessario a separare in due pezzi una colonna di materiale, processo che, se avviene in modo reversibile, si traduce in un aumento dell'energia libera):

$$\Delta A_H = \Delta W = 2\sigma A \quad (2.1)$$

in cui A_H rappresenta l'energia libera di Helmholtz del sistema⁷, A l'area della superficie di nuova formazione, W il lavoro necessario a superare le forze attrattive in corrispondenza della nuova superficie che, come si nota dalla relazione, è proporzionale all'area ($2A$) generata, σ la costante di proporzionalità denominata per l'appunto tensione superficiale, numericamente uguale, in condizioni di equilibrio, ossia quando non si ha adsorbimento di molecole di natura diversa in corrispondenza dell'interfaccia, all'energia libera superficiale specifica o, in altre parole, alla quantità di lavoro macroscopico che il sistema può compiere sull'ambiente. L'unità di misura di σ nel Sistema Internazionale è mNm^{-1} . Fenomeni legati alla tensione superficiale sono, ad esempio, la forma sferica delle gocce d'acqua, il galleggiamento di polveri od insetti, ecc.

Quando un sistema subisce un cambiamento, ad esempio per una reazione chimica o per una transizione di fase, l'energia libera tende a decrescere raggiungendo un minimo in corrispondenza del quale viene raggiunto lo stato di equilibrio. Richiamando l'esempio della separazione di una colonna di materiale in due, potrebbe sembrare che tale cambiamento sia sempre sfavorito dal conseguente aumento della superficie di interfaccia e che, dunque, il sistema debba tornare, prima o dopo, alla condizione iniziale. Tale situazione si modifica sostanzialmente se tra le superfici di nuova formazione si inserisce una opportuna sostanza che, determinando l'insorgere di forze repulsive tra le superfici stesse, rende stabile la nuova condizione instauratasi.

Da quanto detto è evidente come la diminuzione di energia libera possa essere ottenuta secondo due diverse vie, la prima delle quali consiste in una diminuzione dell'area interfasciale, ad esempio per via di fenomeni di flocculazione e coagulazione, mentre la seconda vede l'aggiunta di particolari sostanze denominate tensioattivi la cui presenza favorisce il processo di estensione superficiale dell'interfaccia, per cui le dimensioni delle particelle che formano la fase dispersa

⁶ Si definisce interfase una regione di dimensioni finite, con composizione e proprietà diverse da quelle di ciascuna delle due fasi.

⁷ L'energia libera di Helmholtz è una funzione di stato utilizzata in termodinamica per rappresentare l'energia libera in una trasformazione a temperatura e volume costante.

tendono spontaneamente a ridursi, fin quando il concomitante calo della loro concentrazione all'interfaccia rende nulla la variazione di energia libera per un ulteriore sviluppo di superficie.

Tensioattivi (o surfattanti)

I tensioattivi (o surfattanti) rappresentano una specie chimica caratterizzata da una particolare propensione a concentrarsi in corrispondenza dell'interfaccia tra due fasi e dal formare aggregazioni colloidali anche a concentrazioni molto basse.

Una molecola di tensioattivo è contraddistinta dalla compresenza di due parti dalle proprietà sensibilmente diverse: una caratterizzata da una trascurabile attrazione verso la fase da cui è circondata (cioè il solvente), denominata gruppo liofobo, l'altra, invece, fortemente attratta da essa e detta gruppo liofilo. Poiché il solvente cui si fa riferimento nella maggior parte dei casi risulta essere l'acqua, anche nella letteratura specifica, si usano di sovente i termini idrofobo ed idrofilo in sostituzione di liofobo e liofilo rispettivamente, di più generale accezione [6]. Pertanto una molecola di tensioattivo è anfifilica, termine che indica la peculiare proprietà di tali sostanze di possedere delle affinità verso due fasi essenzialmente immiscibili e, convenzionalmente, viene schematizzata mediante una "testa" idrofila ed una "coda" idrofoba, cf. Figura 2.4.

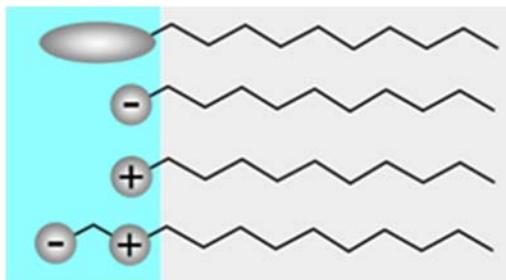


Figura 2.4 Schematizzazione mediante testa idrofila e coda idrofoba di molecole di tensioattivo e loro classificazione in base alla natura della testa idrofila: non ionici, anionici, cationici ed anfoteri procedendo dall'alto verso il basso.

Tali sostanze posseggono la peculiarità di abbassare la tensione superficiale σ di un liquido agevolando la bagnabilità tra le superfici o la miscibilità tra liquidi diversi. Infatti, in una soluzione di acqua e tensioattivo, la presenza, nelle molecole di quest'ultimo, della coda idrofoba dà luogo ad una distorsione della struttura del solvente con un conseguente decremento dell'entropia che viene poi recuperata nel momento in cui le molecole di tensioattivo vengono trasportate verso un'interfaccia del solvente con il conseguente rilascio delle molecole di acqua associate. In altri termini la forza motrice termodinamica per l'adsorbimento all'interfaccia risulta essere la rimozione delle code idrofobe dallo sfavorevole ambiente acquoso. In tale situazione si registra un aumento dell'energia libera del sistema, dovuta proprio al fatto che l'acqua interagisce con i gruppi idrofobi tendendo a spostarli dalla fase liquida: ciò comporta un acquisto di entropia e un calo dell'energia libera. Non appena le molecole anfifiliche giungono in corrispondenza della superficie, esse vengono parzialmente rimosse dalla fase acquosa; la disidratazione della parte idrofoba rilascia le molecole d'acqua ad uno stato di entropia più elevato [7]. A questo punto, una

volta adsorbita, la molecola di tensioattivo riduce l'energia libera del sistema e, quindi, la tensione superficiale. L'adsorbimento spontaneo delle molecole di tensioattivo in corrispondenza dell'interfaccia è dunque dovuta all'interazione solvente-soluto.

Tutto ciò fa sì che sia richiesto un lavoro minore per trasportare le molecole di tensioattivo in corrispondenza di un'interfaccia relativa alle molecole del solvente, per cui la presenza dei surfattanti si traduce in una riduzione del lavoro richiesto per incrementare la superficie di interfaccia con una conseguente diminuzione della tensione superficiale.

In particolare, indicando con π l'espansione o pressione superficiale di uno strato adsorbito, la tensione superficiale σ del solvente verrà ridotta al valore σ_0 , proprio per effetto del tensioattivo aggiunto:

$$\sigma_0 = \sigma - \pi \quad (2.2)$$

Dunque la pressione superficiale $\pi = \sigma - \sigma_0$ rappresenta la riduzione della tensione superficiale dovuta alla presenza di tensioattivo o, in altre parole, la pressione di espansione della superficie. Un rapido aumento in pressione superficiale è indice di un veloce adsorbimento all'interfaccia tra le fasi (aria-acqua ad esempio) e, quindi, di una più elevata tensioattività del surfattante [8].

La struttura anfifilica delle molecole di tensioattivo, oltre a favorirne l'adsorbimento in corrispondenza dell'interfaccia, ne determina un orientamento preferenziale, essendo questo la configurazione energeticamente più stabile, caratterizzato dalla disposizione della coda idrofoba verso il gas, in modo da trovarsi dalla parte opposta rispetto alla massa liquida del solvente e minimizzare dunque le interazioni con la fase liquida riducendo la distorsione delle molecole di quest'ultima, e della testa idrofila in contatto con la fase acquosa, come mostrato in Figura 2.5.

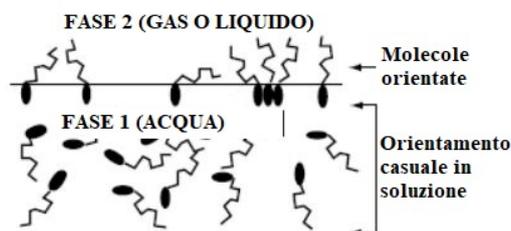


Figura 2.5 Orientamento delle molecole di tensioattivo: preferenziale in corrispondenza dell'interfaccia tra due fasi, casuale in soluzione.

I tensioattivi possono essere classificati in svariati modi, ad esempio in funzione del loro utilizzo (emulsionanti, schiumogeni, bagnanti, disperdenti), o di alcune caratteristiche fisiche, quali il grado di solubilità in acqua o in olio, la stabilità in ambienti ostili, ecc. Tuttavia ognuna di queste classificazioni possiede delle limitazioni in quanto non fornisce alcuna informazione sulla natura chimica del materiale o su possibili diversi usi che se ne possono fare in funzione delle sue intrinseche peculiarità. Per questi motivi, di sovente, si preferisce utilizzare la classificazione dei tensioattivi basata sul loro carattere ionico che rende più semplice la loro identificazione anche relativamente ad alcuni aspetti e regole generali governanti il loro comportamento chimico-fisico.

Da questo punto di vista, in base alla natura della testa idrofila, possono essere identificate quattro diverse categorie di surfattanti, Figura 2.4:

- anionici, con testa polare carica negativamente; si tratta di sali costituiti da lunghe catene idrocarburiche di 10, 20 atomi di carbonio, terminanti in testa con un gruppo carbossilato ($-COO^-$) o solfonato ($-SO_3^-$). Fanno parte di questa categoria numerosi saponi, il sodio lauril solfato (SLS) il lauril etossi solfato (LES) e numerosi acidi alchil-benzen-solfonici (ABS). Sono caratterizzati da un buon potere detergente ma da basso potere microbicide ed in genere vengono utilizzati per la produzione di shampoo, bagnoschiuma e detersivi. Sono molto sensibili alle cariche di segno opposto (possono subire il fenomeno della precipitazione) ed al pH (dissociazione);
- cationici, con testa polare carica positivamente; si tratta di sali costituiti da lunghe catene di atomi di carbonio (catene idrocarburiche) terminanti in testa con un gruppo ammonico quaternario. Esempi sono il benzalconio cloruro (BAC), che è molto utilizzato nei detergenti per via delle proprietà germicide, il bromuro di cetiltrimetilammonio (CTAB) o il bromuro di esadeciltrimetilammonio. Hanno un buon potere disinfettante, germicida/antimicrobico, ma basso potere detergente. Sono utilizzati in campo tessile come ammorbidenti, ma sono nocivi all'ambiente in quanto non biodegradabili;
- non ionici, con testa non carica; si tratta di alcoli a lunga catena come, ad esempio, i derivati poliossietilenici degli acidi grassi. Sono tensioattivi abbastanza efficaci e compatibili con tutti gli altri tipi di tensioattivi, caratterizzati da un buon bilancio di gruppi idrofili e lipofili nella molecola, da buone proprietà solubilizzanti e bagnanti. Rispetto ai precedenti, la loro attività non è influenzata dal pH o dalla presenza di elettroliti. Alcuni di essi producono poca schiuma e sono utilizzati come detersivi a “schiuma frenata” per lavatrici;
- anfoteri, con testa polare caratterizzata dalla contemporanea presenza di cariche positive e negative, dunque zwitterioni, ossia molecole elettricamente neutre nel complesso che presentano però sia cariche positive che negative localizzate; alcuni esempi sono la dodecil-betaina e gli acidi aminocarbossilici. Data la maggior affinità con la pelle ed un più moderato effetto detergente, vengono utilizzati per l'igiene intima e per pelli delicate nell'industria cosmetica.

Bisogna evidenziare che modificando il bilanciamento tra il gruppo coda idrofobo e il gruppo testa idrofilo è possibile modificare sostanzialmente le proprietà di una molecola di tensioattivo, enfatizzandone le proprietà di solubilità piuttosto che di schiumaggio o detergenti o altro, potendo così, almeno in teoria, progettare una molecola di surfattante con specifiche caratteristiche in funzione delle necessità di impiego [6].

Tabella 2.1 Gruppi idrofili utilizzati nei comuni tensioattivi in commercio

Classe	Struttura generale
Solfonato	$R - SO_3^- M^+$
Solfato	$R - OSO_3^- M^+$
Carbossilico	$R - COO^- M^+$
Fosfato	$R - OPO_3^- M^+$
Ammonio	$R_x H_y N^+ X^- \quad x = 1 - 3, y = 4 - x$
Ammonio quaternario	$R_4 N^+ X^-$
Betaina	$RN^+(CH_3)_2CH_2COO^-$
Solfobetaina	$RN^+(CH_3)_2CH_2CH_2SO_3^-$
Poliossietilene (POE)	$R - OCH_2CH_2(OCH_2CH_2)_nOH$
Polioli	Saccarosio, sorbitano, glicerolo, glicole etilenico, ecc
Polipeptide	$R - NH - CHR - CO - NH - CHR' - CO - \dots - CO_2H$

I gruppi idrofili (testa) che si incontrano più comunemente nei tensioattivi presenti in commercio sono riportati in Tabella 2.1, in cui R rappresenta un opportuno gruppo idrofobo che impartisce proprietà tensioattive, M un catione organico o inorganico e X un anione.

È possibile, e in alcuni casi conveniente, combinare due o più funzionalità così da ottenere nuove proprietà superiori a quelle degli analoghi monofunzionali; un esempio è dato dall'alcol etere solfato, in cui il non-ionico POE viene solfato, con struttura $R(OCH_2CH_2)_nOSO_3^- M^+$. Quest'ultima categoria, che potrebbe essere definita ibrida, ha il vantaggio di essere molto flessibile e viene utilizzata soprattutto nel settore dei prodotti per la cura della persona grazie al bassissimo grado di irritabilità per pelle e occhi.

Per quel che riguarda i gruppi idrofobi (coda) il più utilizzato è certamente il gruppo idrocarburico formato da 8-20 atomi di carbonio, ricavabile in modo economicamente vantaggioso o da risorse biologiche, quali agricoltura e pesca, o dall'industria del petrolio. Ne fanno parte gli acidi grassi naturali, con 12-18 atomi di carbonio n e struttura $CH_3(CH_2)_n$, le paraffine, con 8-20 atomi di carbonio e struttura $CH_3(CH_2)_nCH_3$, ottenute da distillati del petrolio con punto di ebollizione superiore a quello della benzina, le olefine, gli alchilbenzeni, con 8-12 atomi di carbonio, gli alchili aromatici, gli alcoli, gli alchilfenoli, i fluorocarburi, caratterizzati da elevate proprietà tensioattive ma al contempo abbastanza dispendiosi dal punto di vista economico, i siliconi.

Un'ulteriore classificazione è quella che suddivide i tensioattivi in funzione della loro efficacia attraverso un indice empirico denominato HLB , acronimo di Hydrophilic Lipophilic Balance, correlato al rapporto tra le porzioni polari, ossia idrofile, e quelle apolari, ossia idrofobe, attraverso la seguente relazione:

$$HLB = 7 + \sum \text{gruppi idrofili} - \sum \text{gruppi idrofobi} \quad (2.3)$$

tale indice è compreso tra 0 e 20 e, in particolare:

- se $HLB < 10$ si avranno tensioattivi lipofili con formazione di emulsioni W/O, ossia emulsioni acqua-in-olio, con fase dispersa acquosa e fase continua idrofoba;
- se $HLB > 10$ si avranno tensioattivi idrofili, per cui verranno preferenzialmente formate emulsioni O/W, ossia emulsioni olio-in-acqua, con fase dispersa idrofoba e fase continua acquosa.

Dunque, l'indice HLB fornisce informazioni sulla solubilità del tensioattivo: più tale indice risulta essere basso, maggiore è il carattere lipofilo e il tensioattivo risulta essere solubile in fase oleosa, più è alto, maggiore è il carattere idrofilo e il tensioattivo risulta essere solubile in fase

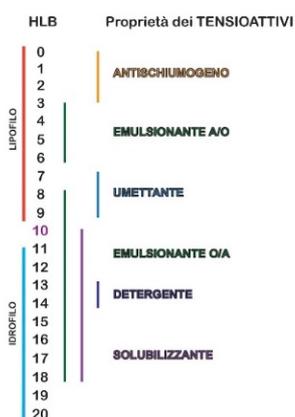


Figura 2.6 Scala di Griffin: campi di impiego dei tensioattivi in funzione dell'indice empirico HLB

acquosa. Il valore di tale indice aiuta a distinguere i tensioattivi anche in funzione del loro impiego, ossia, come già precedentemente accennato, antischiuma, schiumogeni, emulsionanti, bagnanti (wetting agents), disperdenti, solubilizzanti (per la preparazione di soluzioni trasparenti di sostanze non solubili nel solvente); ciò è ben evidente nella scala di Griffin riportata in Figura 2.6.

Bisogna comunque evidenziare come la valutazione sulla base del solo indice HLB sia approssimata e certamente poco attendibile nel caso di sistemi dispersi complessi.

A proposito degli impieghi, in generale, è possibile aggiungere che come agenti bagnanti si utilizzano tensioattivi caratterizzati dal possedere una catena ramificata e un gruppo idrofilo centrale o anche una corta catena idrofobica e un gruppo idrofilo in testa, come agenti schiumanti si preferiscono i tensioattivi con una coda idrofobica di media lunghezza e un gruppo idrofilo in testa, mentre come detergenti surfattanti con una lunga coda idrofoba con un gruppo idrofilo in testa.

Venendo più nello specifico alla categoria dei tensioattivi naturali, tra i più utilizzati in ambito industriale, biologico e alimentare, si possono distinguere:

- tensioattivi a molecole piccole, di cui fanno parte i monogliceridi, gli acidi grassi e i fosfolipidi; sono caratterizzati dalla possibilità di formare strutture lamellari liquido-cristalline, aumentare la viscosità della fase continua, ridurre l'attrazione di Van der Waals, formare emulsioni e migliorare le proprietà meccaniche della superficie di separazione;
- polisaccaridi, di cui fanno parte la metil cellulosa, gli alginati, la guar, lo xantani; permettono di aumentare la viscosità della fase continua;
- proteine, di cui fanno parte i caseinati, le proteine del siero di latte, le proteine d'uovo e le proteine di soia; permettono di incrementare la viscosità e l'elasticità all'interfaccia oltre a provocare fenomeni di repulsione sterica.

Questa ultima classe, di sovente utilizzata nel settore degli additivi per calcestruzzi, merita una maggiore attenzione.

Le proteine sono dei polimeri composti da 20 amminoacidi legati mediante il legame peptidico (legame di tipo covalente tra il gruppo amminico di un amminoacido e il gruppo carbossilico dell'altro amminoacido) che posseggono delle proprietà tensioattive per via della contemporanea presenza di una frazione idrofobica e di una idrofila. Ogni proteina è contraddistinta da una sequenza ed una distribuzione degli amminoacidi unica che viene definita struttura primaria. Una catena di più amminoacidi legati mediante legami peptidici è chiamata polipeptide. In ambiente

acquoso, i polipeptidi si avvolgono al fine di minimizzare il contatto tra le molecole di acqua e le parti idrofobiche dovute alla presenza di amminoacidi non polari; ciò conduce alla formazione di strutture secondarie che gradualmente si avvolgono dando luogo a delle strutture terziarie (caratterizzate dalla presenza di legami di Van der Waals, interazioni elettrostatiche, steriche, idrofobiche) che ridimensionano il più possibile il contatto tra i gruppi apolari e le porzioni idrofobe con l'acqua. In base alla conformazione tridimensionale le proteine possono essere distinte in globulari, in cui la catena polipeptidica si avvolge formando una struttura compatta, random coil, in cui è presente una catena estesa e flessibile che permette loro di assumere diverse configurazioni e, infine, fibrose, caratterizzate da significative estensioni ma piuttosto rigide.

La struttura delle proteine è molto più complessa di quelle caratterizzanti i più comuni tensioattivi a basso peso molecolare e ciò influisce significativamente sul loro adsorbimento all'interfaccia che, rispetto alla semplice schematizzazione mostrata in Figura 2.5 relativamente ai comuni tensioattivi, può assumere configurazioni diversificate classificabili in: treno, loop e coda, come mostrato in Figura 2.7. In particolare, le proteine più flessibili e meno strutturate assumeranno configurazioni prevalentemente treno, esercitando una più elevata pressione superficiale, mentre quelle più rigide e strutturate assumeranno una maggior quantità di configurazioni loop.

Le proteine più efficaci nel ridurre la tensione superficiale sono quelle flessibili e capaci di distendersi molto, le peggiori sono quelle con struttura rigida e un minor numero di gruppi polari.

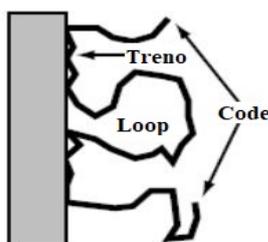


Figura 2.7 Possibili configurazioni delle proteine all'interfaccia tra due fasi.

Si è detto che una proprietà dei tensioattivi risulta essere la loro capacità schiumeggiante, ossia l'attitudine a formare grandi volumi di schiuma. Da questo punto di vista, affinché sia caratterizzata da buone proprietà spumeggianti, una proteina deve possedere le seguenti caratteristiche [8]:

- alta velocità di diffusione e di adsorbimento all'interfaccia;
- buona capacità di svolgersi e riorientarsi in maniera rapida all'interfaccia;
- poter realizzare interazioni intermolecolari all'interfaccia, fondamentali per l'ottenimento di una pellicola continua e coesiva.

Tuttavia, il soddisfacimento dell'ultimo punto è in contrasto con i primi due; infatti, perché venga soddisfatto, risulta fondamentale che la proteina non si svolga completamente, ma mantenga comunque una parte della propria struttura onde evitare di dar luogo a pellicole molto sottili, poco robuste, debolmente viscosi e scarsamente elastiche caratteristiche proprie delle

proteine con elevate proprietà spumeggianti. Tuttavia nei complessi sistemi reali in presenza di soluzioni proteiche concentrate e agitazione meccanica dall'esterno le proteine adsorbite in corrispondenza dell'interfaccia sono subitaneamente circondate da altre macromolecole che impediranno loro di svolgersi completamente con la conseguente formazione di una pellicola con ottime caratteristiche viscoelastiche in cui si registra la presenza di strutture secondarie e terziarie, evitando così il rischio di generare pellicole deboli e sottili. La struttura potrebbe ulteriormente venire rinforzata mediante le possibili interazioni tra code e loop e/o grazie alle reazioni chimiche tra molecole vicine che potrebbero portare alla formazione di un reticolo di molecole proteiche ramificate [9].

In definitiva, data la grande varietà di tensioattivi, risulta di fondamentale importanza la scelta di quello più appropriato in base alle esigenze e agli obiettivi da perseguire. La scelta dovrà riguardare anzitutto la struttura chimica e, quindi, la tipologia (anionico, cationico, ecc.) e il gruppo lipofilo (lauryl, stearyl, ecc.), ma dovrà riguardare anche la forma fisica (liquido, solido, pasta, ecc.), le proprietà chimico-fisiche (micellizzazione, temperatura, adsorbimento, ecc.), la tossicità, il costo, ecc.

Micelle, concentrazione micellare critica (CMC)

Le molecole di tensioattivo, come visto, vengono preferibilmente adsorbite all'interfaccia, sebbene possano anche dar luogo ad altri fenomeni che conducono ad un abbassamento dell'energia del sistema, quali, ad esempio, la formazione delle micelle che verrà trattata in questo sottoparagrafo.

La solubilità di uno specifico materiale subisce un brusco incremento in corrispondenza di un valore di temperatura noto nella letteratura specifica come temperatura di Krafft. Al di sopra di questa temperatura la solubilità dei tensioattivi aumenta sensibilmente fino al punto in cui cominciano a formarsi le cosiddette micelle. Queste ultime sono dei colloidi di associazione, ossia degli aggregati tridimensionali di molecole di tensioattivo in cui le parti polari, ossia le teste, si trovano in corrispondenza della superficie e quindi a contatto con la fase liquida, mentre le parti non polari si trovano all'interno.

La temperatura di Krafft varia a seconda della natura del gruppo idrofobo e del carattere ionico del surfattante. È utile sottolineare come i tensioattivi non ionici non esibiscono un punto di temperatura di Krafft per via di un differente meccanismo di solubilizzazione; in realtà questa tipologia di tensioattivi potrebbe manifestare un comportamento caratterizzato da un decremento della solubilità in acqua al crescere della temperatura. Addirittura in alcuni tensioattivi non ionici al crescere della temperatura si registra una separazione di fase; il valore di temperatura corrispondente è denominato "cloud point" [6].

Dunque, oltre a quanto visto in Figura 2.5, ossia che le molecole di tensioattivo si dispongono preferenzialmente all'interfaccia, ma sono anche presenti in soluzione all'interno della fase fluida, esiste un ulteriore terzo stato in cui esse possono ritrovarsi: la micella, che può presentare forma sferica, cilindrica o a vescicola. Per di più, al di sopra di una ben specifica concentrazione di tensioattivo, detta per l'appunto concentrazione micellare critica (CMC), le micelle rappresentano la forma predominante in cui si ritrovano le molecole di surfattante presenti.



Figura 2.8 Possibili configurazioni delle micelle.

La forma geometrica delle micelle è fortemente influenzata da fattori sterici e può essere determinata attraverso il valore del parametro di impaccamento critico R :

$$R = v_H a_0^{-1} l^{-1} \quad (2.4)$$

in cui v_H rappresenta il volume della catena idrocarburica, l la sua lunghezza e a_0 l'area del gruppo polare. Se R è compreso tra 0 e 0,33 la forma della micella sarà sferica, tra 0,33 e 0,5 cilindrica, tra 0,5 e 1 vescicolare o lamellare.

La presenza delle micelle incrementa sensibilmente la solubilità totale del tensioattivo, come risulta chiaro dall'analisi della Figura 2.9: un primo sostanziale incremento della solubilità avviene in corrispondenza del raggiungimento della temperatura di Krafft, continuando ad aumentare la concentrazione di tensioattivo in soluzione si raggiungerà la CMC, superata la quale la solubilità totale sarà data dalla somma della solubilità dei monomeri e delle micelle [6].

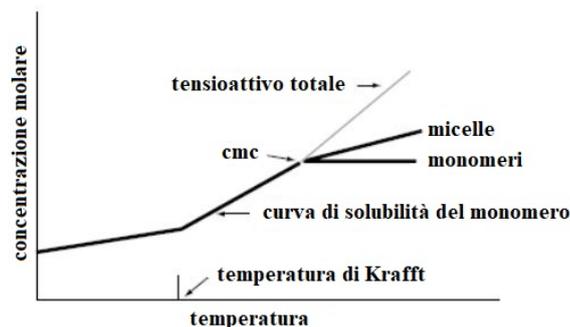


Figura 2.9 Relazione tra temperatura e solubilità per un tensioattivo ionico.

Si è più volte ricordato che al crescere della concentrazione di tensioattivo si ha un contestuale decremento della tensione superficiale σ del fluido. In realtà questo è vero per dosaggi superiori a 1 mol/l; infatti, per dosaggi bassi la riduzione di tensione superficiale è trascurabile, mentre per dosaggi molto alti, intervenuto il fenomeno della formazione di micelle in corrispondenza della CMC, non si hanno ulteriori riduzioni della tensione superficiale [6], come illustrato in Figura 2.10: superato questo valore di concentrazione, un'ulteriore aggiunta di tensioattivo non comporta un corrispondente decremento della tensione superficiale, che si manterrà costante, ma conduce solamente ad un incremento della concentrazione delle micelle e delle molecole di tensioattivo nel solvente.

Il valore di concentrazione micellare critica varia a seconda della tipologia di tensioattivo e, in generale, diminuisce linearmente all'aumentare della lunghezza della catena idrocarburica della molecola di surfattante, come risulta dalla seguente espressione:

$$\ln CMC = a - bn_c \quad (2.5)$$

in cui n_c rappresenta il numero di atomi di carbonio lungo l'estensione della catena, mentre a e b sono costanti che dipendono dal tipo di tensioattivo.

A parità di lunghezza di catena, i surfattanti cationici e anionici presentano CMC superiori a quelle osservate per i non-ionici. Le ramificazioni e le insaturazioni provocano un aumento della CMC rispetto al composto a catena lineare. L'aggiunta di elettroliti, sostanze che in soluzione subiscono la suddivisione in ioni delle loro molecole, ad una soluzione di tensioattivo ionico fa diminuire notevolmente la CMC, riducendo le repulsioni elettrostatiche tra i gruppi testa; la variazione di forza ionica non ha, invece, un effetto significativo sui tensioattivi non ionici. Per quanto concerne l'influenza dell'aggiunta di non elettroliti, essa dipende dal luogo ove questi vanno a localizzarsi, micella o fase acquosa intermicellare; composti quali alcoli ed idrocarburi provocano una diminuzione della CMC di tensioattivi ionici, mentre le sostanze idrofile ad alta concentrazione possono inibire la formazione di micelle.

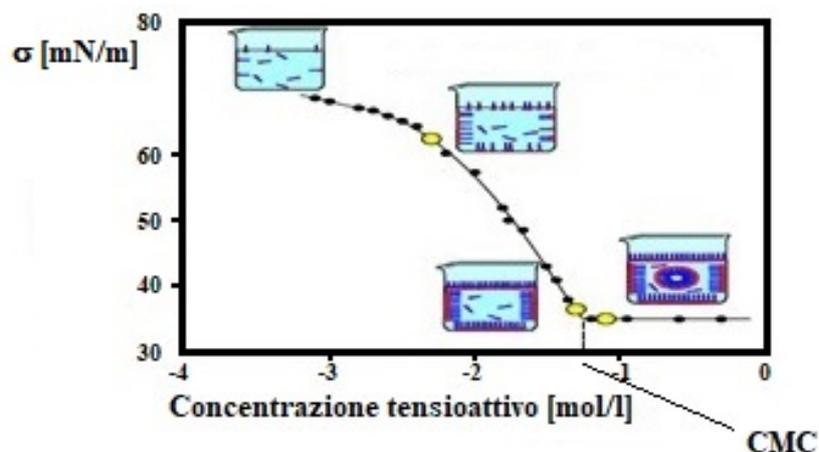


Figura 2.10 Relazione tra la tensione superficiale e la concentrazione del tensioattivo

Stabilità dei sistemi dispersi

Un principio fondamentale della termodinamica afferma che un sistema mantenuto a temperatura costante tenderà ad evolvere spontaneamente verso stati a minor energia libera.

I sistemi dispersi sono termodinamicamente stabili quando lo stato di suddivisione, caratterizzato da un elevato sviluppo superficiale, è più stabile, cioè caratterizzato da un'energia potenziale più bassa, dello stato di separazione per sedimentazione delle due fasi. In altre parole, la stabilità è collegata al raggiungimento di un minimo dell'energia libera. In realtà esistono diversi tipi di stabilità, a seconda che il minimo dell'energia sia locale o assoluto: nel primo caso si avrà la cosiddetta metastabilità, ovvero una condizione di equilibrio che può essere modificata con un opportuno apporto di energia; nel secondo caso un equilibrio del tutto stabile.

L'energia che separa l'equilibrio metastabile dall'equilibrio stabile è denominata energia libera di attivazione e, nei sistemi termodinamici, è spesso fornita dall'agitazione termica. Infatti, se ad esempio si pensa ad un processo di aggregazione, l'energia libera di attivazione è fornita dai meccanismi di collisione (moto browniano): una particella che collide con energia tale da permetterle di superare la barriera di potenziale repulsiva entra a far parte dell'aggregato, ammettendo che ciò implichi una diminuzione di energia libera.

In generale, una dispersione rappresenta uno stato di energia libera maggiore rispetto al materiale in fase continua. Dunque il passaggio dalla fase dispersa alla fase continua avviene spontaneamente, a meno che una barriera di potenziale sufficientemente grande non prevenga l'associazione delle particelle. In particolare, la condizione di equilibrio (stabile o, più comunemente, metastabile) può essere ottenuta mediante l'aggiunta di agenti tensioattivi, senza i quali l'instabilità del sistema sarebbe tale da perdurare, in generale, per un tempo inferiore ad 1 secondo. Anche la vigorosa agitazione del sistema conduce ad un incremento della stabilità, così come l'aumento della viscosità della fase continua mediante l'aggiunta di sostanze addensanti.

Entrando nello specifico delle interazioni che sussistono tra le particelle di un sistema disperso, si possono individuare:

- forze attrattive di van der Waals, V_A ;
- forze repulsive elettrostatiche, V_{RE} ;
- forze repulsive ed attrattive steriche, V_S ;

ognuna di esse dà un contributo all'energia potenziale V del sistema che, per una coppia di particelle, complessivamente, risulterà pari a:

$$V = V_A + V_{RE} + V_S \quad (2.6)$$

In generale è possibile affermare che le forze repulsive tendono a stabilizzare il sistema, opponendosi ad un eccessivo avvicinamento delle particelle che porterebbe alla loro coalescenza o flocculazione, mentre quelle attrattive lo destabilizzano. È quindi evidente che la condizione di stabilità è associata ad una compensazione tra queste due forze opposte, così da assicurare una distanza di equilibrio tra le particelle.

Le interazioni attrattive sono prevalentemente dovute alle forze di Van der Waals, ossia a dei legami deboli che derivano da interazioni di natura elettrostatica e possono essere distinte in [10]:

1. interazioni dipolo permanente – dipolo permanente;
2. interazioni dipolo permanente – dipolo indotto;
3. interazioni dipolo istantaneo – dipolo indotto, dette anche forze di dispersione o forze di London.

Le prime si manifestano tra i dipoli permanenti delle molecole polari: queste ultime, in particolare, tendono ad orientarsi con l'estremità positiva di un dipolo rivolta verso le estremità negative dei dipoli circostanti e viceversa. L'intensità di questo tipo di interazione dipende dalla distanza tra i dipoli, dalla loro forza e dal loro orientamento relativo. L'intensità massima è associata alla condizione in cui i due dipoli risultano allineati. Tuttavia questo tipo di interazione non ha un'intensità tale da riuscire ad impartire una struttura molecolare significativa in un sistema e può essere non trascurabile solo in sistemi in cui risultano implicate molecole molto polari [6]. Ci sono tuttavia delle eccezioni che riguardano piccole molecole caratterizzate da momenti di dipolo molto elevati, quali l'acqua (O–H), il fluoruro di idrogeno (F–H) e l'ammoniaca (N–H), in cui i dipoli coinvolgono il piccolo atomo di idrogeno, carente di elettroni, che va a legarsi ad

elementi molto elettronegativi. In questi casi le interazioni diventano ben più significative ed importanti e prendono il nome di legami a idrogeno.

Le interazioni dipolo permanente – dipolo indotto avvengono tra molecole polari e non polari e sono dovute alla circostanza che il campo elettrico prodotto da ogni singolo dipolo induce delle cariche elettriche di segno opposto nelle molecole vicine. Prendendo in considerazione una miscela di molecole polari e non polari, la presenza dei dipoli permanenti delle molecole polari deforma le nuvole elettroniche originariamente simmetriche delle molecole non polari. Lo spostamento degli elettroni dà luogo ad un dipolo indotto nella molecola non polare che viene attratta dal dipolo permanente della molecola polare. La distribuzione elettronica simmetrica delle prime verrà poi riacquistata nel momento in cui le molecole perturbatrici si allontaneranno. Questo tipo di interazione si realizza più facilmente al crescere della polarizzabilità dell'atomo o della molecola, che si incrementa al crescere del numero di elettroni presenti e, dunque, all'aumentare del peso molecolare [10].

Infine le interazioni dipolo istantaneo – dipolo indotto (o forze di dispersione o forze di London) si realizzano tra le molecole che non presentano dipoli permanenti e sono dovute al continuo spostamento degli elettroni attorno ai nuclei atomici. Come conseguenza si manifesta una temporanea asimmetria della nuvola elettronica che trasforma ogni molecola in un dipolo istantaneo. A loro volta la formazione di questi dipoli temporanei genera l'origine di dipoli indotti nelle molecole più vicine determinando un meccanismo di interazione tra i vari dipoli che nel complesso dà luogo ad un effetto attrattivo [10].

Questo terzo tipo di interazione spesso rappresenta il contributo più significativo alla forza attrattiva totale V_A di Van der Waals per via della sua universalità, contrariamente alle altre due tipologie di interazioni, le cui effettive intensità sono fortemente influenzate dalla particolare natura chimica delle specie coinvolte, per cui, a seconda dei casi, potrebbero anche essere trascurate. Inoltre le forze di dispersione giocano un ruolo di prim'ordine in diversi fenomeni quali il punto di ebollizione, la tensione superficiale, l'adesione, l'assorbimento, i processi di lubrificazione, la flocculazione e l'aggregazione di sistemi colloidali, la struttura e l'interazione di polimeri sintetici, di proteine e di altri sistemi biologici complessi.

Tali forze di dispersione, fondamentalmente di natura quantistica poichè implicano interazioni tra dipoli fluttuanti in modo molto rapido, sono caratterizzate da un raggio di azione relativamente grande se si pensa che i loro effetti possono estendersi anche oltre i 10 nm [6], e diventano progressivamente più intense col diminuire della distanza tra le particelle. La rigorosa derivazione di tali forze risulta dunque molto complessa ma, nel caso di un sistema costituito da due atomi (o molecole) sferiche, isolate ed indeformabili di raggio r , con distanza tra le superfici pari ad $r_e < r$ (a distanze maggiori occorrerebbe tener conto delle rapide fluttuazioni dei dipoli indotti) può essere notevolmente semplificata nel modo seguente:

$$V_A = -A \frac{r}{2r_e} \quad (2.7)$$

in cui A rappresenta la costante di Hamaker, grandezza che dipende dalla polarizzabilità delle molecole all'interfaccia tra fase dispersa e fase continua e varia con le caratteristiche fisico chimiche di quest'ultima. Tale costante può essere determinata in modo approssimato (un calcolo rigoroso richiederebbe la teoria di Lifshitz che coinvolge la teoria quantistica dei campi) attraverso la seguente relazione:

$$A = \pi^2 q^2 \beta \quad (2.8)$$

dove β è la costante di interazione di London per due particelle uguali, mentre q la loro intensità. A sua volta β può ricavarsi come:

$$\beta = \frac{3}{4} h \nu \alpha_0^2 \quad (2.9)$$

essendo h la costante di Planck⁸, pari a $6,626 \times 10^{-34} Js$, e ν una frequenza caratteristica identificata con il primo potenziale di ionizzazione dell'atomo o della molecola.

Essendo la costante di Hamaker positiva, il contributo all'energia potenziale complessiva dovuto a V_A risulta negativo, ossia corrispondente ad un effetto di attrazione tra le particelle.

Analizzato il primo contributo all'energia potenziale V del sistema, ossia quello dovuto alle forze di Van der Waals, si prosegue con la discussione del secondo, ovvero l'interazione repulsiva elettrostatica V_{RE} . Quest'ultima è esposta secondo la nota teoria DLVO, acronimo ottenuto dalle iniziali dei suoi teorizzatori che la elaborarono indipendentemente nel 1941 nell'allora URSS (Derjaguin e Landau) e nel 1948 in Olanda (Verwey e Overbeek) [11],[12].

La repulsione elettrostatica non può essere descritta semplicemente come repulsione coulombiana tra due particelle dotate di carica, ma va a coinvolgere gli ioni presenti in soluzione. Una carica presente in una soluzione elettrolitica dà luogo ad una redistribuzione degli ioni secondo uno schema ben definito nella letteratura specifica, come riportato in Figura 2.11.

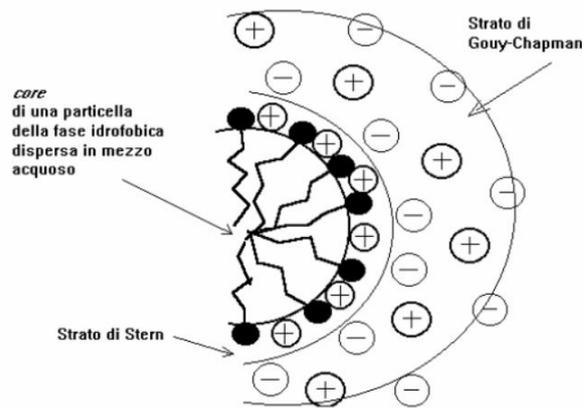


Figura 2.11 Distribuzione degli ioni secondo lo strato di Stern e lo strato di Gouy-Chapman.

In particolare, in adiacenza alla superficie carica si distingue un primo strato, denominato strato di Stern, dai confini ben definiti, in cui vengono adsorbiti esclusivamente ioni di segno opposto (contro-ioni); lo strato successivo che vede la presenza simultanea di contro-ioni e di cationi (ioni dello stesso segno della carica superficiale), detto strato di Gouy-Chapman, localizzato

⁸ La costante di Planck o quanto d'azione h è una costante fisica che rappresenta l'azione elementare, ossia quella minima possibile. Si deve a M. Planck, il quale avanzò l'ipotesi che l'energia di un oscillatore elementare non fosse una grandezza continua ma discreta, risultando sempre multipla di un certo valore elementare non ulteriormente divisibile pari ad $h\nu$, essendo ν in questo caso la frequenza dell'oscillatore elementare. Dunque l'energia e le grandezze fisiche fondamentali ad essa legate non evolvono in modo continuo ma sono quantizzate, potendo assumere solo valori multipli di h [10].

nella confinante fase continua è, invece, diffuso poiché ad una sua localizzazione netta si oppongono l'agitazione termica e, soprattutto, il gradiente di concentrazione che ha direzione opposta rispetto a quello del campo elettrico generato dalle cariche localizzate sulla superficie delle particelle. La presenza di questa atmosfera ionica ha l'effetto di schermare completamente la carica della particella dispersa. Si può quindi ritenere che l'interazione avvenga tra le nuvole ioniche delle particelle disperse: quando queste ultime sono abbastanza prossime da far sovrapporre i rispettivi strati diffusi si ha come effetto la generazione di una repulsione elettrostatica dovuta alla loro carica omologa (opposta difatti alle cariche superficiali). Tuttavia esiste anche un'interpretazione alternativa per cui la carica superficiale sia schermata, a brevi distanze, solo in modo parziale dall'atmosfera ionica, generando una repulsione coulombiana tra le particelle per via della loro carica netta. In ogni caso, a prescindere dall'interpretazione data, l'interazione elettrostatica tra le particelle ha luogo solo quando la distanza tra queste ultime è minore dello spessore dei due strati diffusi. Infatti, affinché l'interazione avvenga, prendendo per veritiera la prima interpretazione, le nuvole devono sovrapporsi, mentre, assumendo corretta la seconda, tale distanza dovrà essere inferiore dello spessore dei due strati per rendere parziale lo schermo dei contro-ioni.

Secondo la teoria DLVO, quindi, si viene a generare un doppio strato elettrico proprio in corrispondenza della zona di interfase che può essere descritto quantitativamente a partire dalla teoria di Gouy-Chapman e tenendo conto dell'approssimazione di Debye-Huckel. Nell'approssimazione di debole sovrapposizione, la forza repulsiva tra due particelle sferiche separate da una distanza r è data da:

$$V_{RE} = (64\pi R k_B T c^0 \Gamma_0^2 l_D) e^{-k^D r} \quad (2.10)$$

in cui R è la costante universale dei gas⁹, k_B la costante di Boltzmann¹⁰, T la temperatura assoluta espressa in K , c^0 la concentrazione ionica nel bulk, Γ_0 un parametro che tiene conto del potenziale di superficie, l_D la lunghezza di Debye, una grandezza molto significativa poiché definisce la scala in cui le interazioni elettrostatiche sono importanti, essendo definita come la distanza in corrispondenza della quale le interazioni elettrostatiche hanno intensità uguale all'agitazione termica e, infine, k^D l'inverso della lunghezza di Debye l_D . A proposito di l_D , la relazione 2.10 mette in luce come diminuendo tale lunghezza sia possibile ridurre l'intensità della repulsione elettrostatica tra le particelle colloidali.

Come accennato questa formulazione risulta tuttavia approssimata per via di alcune assunzioni utili a semplificare il problema, tra le quali è opportuno ricordare l'ipotesi di considerare gli ioni puntiformi con la conseguenza di trascurare le interazioni steriche tra di essi, l'approssimazione di campo medio che non permette di tenere in considerazione le reali fluttuazioni delle concentrazioni ioniche, l'ipotesi di non trascurare la correlazione tra gli ioni che potrebbe essere

⁹ La costante dei gas R mette in relazione la pressione p , la temperatura T , il volume V e la quantità di sostanza n secondo la relazione $pV = nRT$. Il suo valore è $8,314472 \text{ Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$.

¹⁰ La costante di Boltzmann k_B è una costante dimensionale che stabilisce la corrispondenza tra grandezze della meccanica statistica e grandezze della termodinamica, ad esempio tra temperatura ed energia termica. In particolare è una costante dimensionale, espressa nel SI in JK^{-1} di conversione tra la temperatura espressa nelle unità proprie e la temperatura espressa nelle unità dell'energia, ad esempio il joule. Il valore raccomandato dal Committee on Data for Science and Technology è $1,38064852 \times 10^{-23} \text{ JK}^{-1}$.

invece significativa nel caso di elevate concentrazioni ed, infine, l'assunzione di una distribuzione superficiale della carica continua, essendo quest'ultima, in realtà, distribuita discretamente.

Il potenziale elettrostatico è elevato in corrispondenza della superficie delle particelle e si riduce gradualmente in modo continuo man mano che ci si avvicina alla fase continua.

La somma algebrica del potenziale di attrazione di van der Waals e di quello di repulsione elettrostatica è caratterizzato da un punto di minimo principale, evidenziato in Figura 2.12 con la notazione V_{min} , corrispondente ad una distanza interparticellare r confrontabile con quella di un legame chimico: se il sistema si porta a questo valore di potenziale va incontro al fenomeno della flocculazione con la formazione di legami e di un aggregato stabile detto "cake". Fa seguito, per distanze interparticellari r maggiori, un massimo, V_{max} in Figura 2.12, che rappresenta la barriera repulsiva che separa il minimo primario dal minimo secondario, poco accentuato e indicato con V_{rel} , che rappresenta l'energia potenziale V di un sistema disperso metastabile in cui è permessa la formazione di piccoli aggregati di breve durata detti appunto flocculi. Tale processo prende il nome di flocculazione debole o flocculazione nel minimo secondario ed è caratterizzato dalla precarietà dell'equilibrio: una vigorosa agitazione può disintegrare le aggregazioni costituite. Nel caso in cui due particelle molto prossime riescono, per qualsivoglia motivo, ad acquisire un'energia sufficiente a superare il punto in corrispondenza di V_{max} vanno incontro a flocculazione. Una barriera repulsiva separa i due punti di minimo relativo evidenziati; tale barriera è rappresentata dal cosiddetto potenziale zeta, ossia quel valore del potenziale elettrostatico che si ha in posizione intermedia tra due particelle poste a distanza di equilibrio.

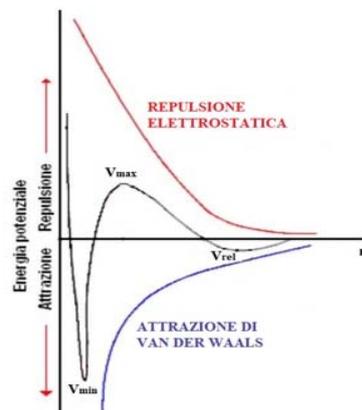


Figura 2.12 Andamento del potenziale di interazione in funzione della distanza r tra due particelle della fase dispersa.

Si è già in precedenza accennato che l'energia necessaria a superare la barriera di potenziale proviene dal moto browniano delle particelle, risultante dal martellamento continuo della loro superficie da parte delle molecole del solvente. In definitiva, se l'energia cui si fa riferimento da ripartire alle particelle del sistema è solo quella termica, considerando che l'energia cinetica media di una particella in moto browniano è $3k_B T/2$, è possibile sintetizzare che:

- se $V_{max} \gg k_B T$ e $V_{rel} < k_B T$ il sistema disperso può definirsi stabile;

- se $V_{max} < 10k_B T$ il sistema disperso è instabile e va incontro a flocculazione;
- se $10k_B T < V_{max} \ll 100k_B T$ il sistema disperso è in equilibrio metastabile e può flocculare leggermente formando un gel che si dissolve per semplice agitazione.

Dunque, se la barriera è relativamente alta, ossia pari a $10k_B T$, il sistema che, come visto, viene in generale definito metastabile, può anche essere indicato come colloidale stabile, in quanto le possibilità che una particella possieda un'energia sufficiente a superarla sono molto basse.

Evidentemente l'altezza della barriera dipende da svariati fattori, primo su tutti la composizione del sistema e, a seguire, temperatura e pressione. Infatti l'innalzamento della probabilità di superamento della barriera di potenziale dovuto ad un incremento della temperatura, a cui è ovviamente associato un aumento dell'energia media delle collisioni, risulta relativamente piccolo [13].

Nel caso in cui sulla superficie delle particelle fossero adsorbite delle macromolecole che si distendono verso la fase continua quali, ad esempio, le proteine, la distanza di equilibrio tra due particelle si incrementa, con la conseguenza di una diminuzione della barriera energetica.

La presenza di elettroliti nella fase continua comporta un assottigliamento del doppio strato con diminuzione del V_{max} e la minor stabilità del sistema disperso, più soggetto alla flocculazione.

In definitiva l'interazione elettrostatica V_{RE} appena descritta dà sempre luogo ad un contributo positivo all'energia potenziale complessiva del sistema, corrispondendo ad un effetto repulsivo. Bisogna però specificare che, nell'ambito dei tensioattivi proteici, poichè le proteine posseggono una distribuzione di cariche negative e positive lungo la molecola, ed una specifica carica netta ad un dato pH, le interazioni elettrostatiche possono essere non solo repulsive, ma anche attrattive. In corrispondenza del pH isoelettrico possono aversi effetti attrattivi, infatti il numero di cariche positive e negative è circa simile e la carica netta è molto prossima a zero; a pH lontani da quello isoelettrico, l'effetto è repulsivo per via della presenza di cariche di ugual segno: in tale caso, infatti, immaginando che una molecola polipeptidica si stia avvicinando verso una superficie già occupata da un'altra molecola avente stessa carica e polarità, la repulsione elettrostatica che scaturirà durante la fase di avvicinamento si opporrà all'adsorbimento della molecola stessa; completamente opposto risulta essere lo scenario in prossimità del punto isoelettrico, poichè l'adsorbimento verrà addirittura favorito per effetto delle attrazioni locali elettrostatiche. L'effetto delle interazioni elettrostatiche può essere ridotto aumentando la forza ionica del sistema; infatti la presenza di cationi multivalenti, quali Ca^{++} , può aumentare l'aggregazione, agendo in qualità di ponti tra le varie molecole proteiche con cariche simili [8].

Al fine di ottenere dispersioni colloidali stabili è dunque necessario incrementare il più possibile l'altezza della barriera energetica che previene l'aggregazione. Oltre alla stabilizzazione elettrostatica appena mostrata, l'obiettivo può essere perseguito mediante la stabilizzazione sterica con macromolecole protettive che, per essere efficaci, non necessitano della presenza di alcuna carica elettrica.

Una molecola di uno stabilizzatore sterico sarà, in generale, caratterizzata da una porzione che esibisce una bassa solubilità nel mezzo di dispersione e/o un'elevata tendenza ad essere adsorbita sulla superficie delle particelle disperse. La presenza di macromolecole adsorbite sulla superficie delle particelle colloidali comporta un certo ingombro sterico che può dar luogo a due effetti: una riduzione delle forze attrattive di Van der Waals e l'insorgere di una repulsione tra le particelle

stesse: l'ingombro sterico si oppone all'eccessivo avvicinamento di due particelle della fase dispersa.

Per quanto concerne la riduzione delle forze attrattive di Van der Waals, considerando uno strato adsorbito compatto e stabile, il suo spessore δ fa sì che le particelle colloidalì siano distanziate di una quantità almeno pari a $2(\delta + t)$, essendo t il raggio delle particelle. Questa circostanza, aumentando la distanza tra i centri delle particelle, si ripercuote in una netta riduzione del potenziale attrattivo dovuto alle forze di Van der Waals.

Venendo invece alla repulsione tra particelle vicine, bisogna considerare due possibili effetti: un effetto osmotico, vedi Figura 2.13 a) e un effetto volumico, confronta Figura 2.13 b).

Il primo è dovuto al fatto che la concentrazione locale tra due particelle di molecole adsorbite si incrementa al di sopra del normale equilibrio dando quindi luogo all'effetto osmotico: le molecole di solvente vengono richiamate nell'area compresa tra le due superfici colloidalì contrastando ulteriormente il loro vicendevole approssimarsi.

Quello volumico, invece, entra in gioco quando le particelle si vengono a trovare a distanze ancor più prossime, con effettiva compenetrazione tra gli strati adsorbiti: in questa condizione le catene polimeriche delle macromolecole adsorbite perdono dei gradi di libertà proprio per via dell'affollamento di molecole in quella zona. Il risultato di questi effetti è una barriera che rallenta l'avvicinarsi delle particelle e fornisce un meccanismo efficace per la stabilizzazione del sistema.

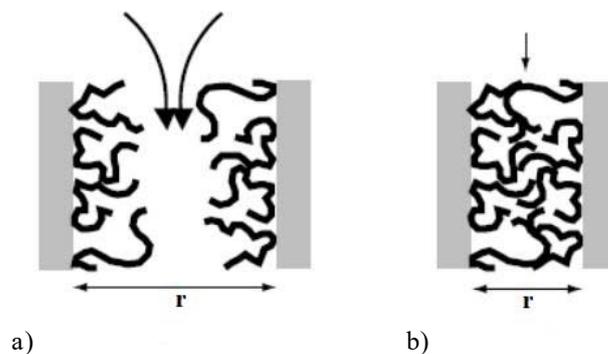


Figura 2.13 Interazione sterica: effetto osmotico a); effetto volumico b).

Inoltre, come già visto, confronta Figura 2.7, una macromolecola può essere ancorata alla superficie della particella in un solo punto, dando luogo alla tipica configurazione “a coda”, oppure in più punti, risultando nelle possibili configurazioni “a treno” o “a loop”. Evidentemente nel primo caso lo spessore dello strato protettivo sarà maggiore rispetto ad una comparabile seconda tipologia di configurazioni. D'altro canto, nel caso di treni e loop si avrà un maggior effetto volumico. Non è possibile definire, in generale, quale configurazione sia migliore e, generalmente, nei sistemi reali sono coinvolte contemporaneamente tutte le diverse configurazioni viste.

Evidentemente il solvente ricopre un ruolo cruciale nell'interazione sterica. Se esso, infatti, è un buon solvente per le macromolecole superficiali, ossia le solvata adeguatamente, vi sarà sempre la presenza della fase continua interposta tra due particelle con la conseguenza di ridurre sensibilmente la possibile flocculazione delle particelle stesse che, evidentemente, sarà molto più

probabile nel caso di cattivo solvente, caso in cui le particelle potrebbero avvicinarsi a sufficienza per risentire dell'azione delle forze di Van der Waals con conseguente flocculazione. La situazione è complicata dal fatto che, a causa della complessa termodinamica delle soluzioni polimeriche, diversi polimeri manifestano solubilità diverse in uno stesso solvente al variare della temperatura. Dunque, a seconda della temperatura, uno stesso sistema potrebbe trovarsi nella condizione di buon solvente e di cattivo solvente. Il valore di temperatura discriminante tra queste due condizioni è denominato punto θ e, nell'ambito della teoria della stabilità dei sistemi colloidali, si parlerà di temperatura di flocculazione critica (Critical Flocculation Temperature) del sistema.

Un ulteriore fattore cruciale nell'interazione sterica è rappresentato dal peso molecolare dello stabilizzatore sterico: è facile intuire come, al crescere del peso molecolare, diminuisca la probabilità di incorrere in flocculazioni proprio per via della formazione di strati protettivi di maggior spessore associati a catene polimeriche più lunghe. Tuttavia questo risulta corretto entro certi limiti, superati i quali si potrebbe incorrere nella cosiddetta "bridging flocculation", ossia, letteralmente, flocculazione a ponte. Questo fenomeno si presenta quando un polimero con elevato peso molecolare e con più di un potenziale punto di ancoraggio alle superfici delle particelle viene aggiunto ad una dispersione colloidale e, piuttosto che ancorarsi in diversi punti alla stessa particella, vede la sua lunga coda adsorbita a diverse estremità da due particelle differenti, legandole e ricoprendo proprio il ruolo di ponte tra di esse. Questa circostanza lega ed avvicina le due particelle favorendone la flocculazione.

Un ultimo fenomeno da tenere in considerazione è la "depletion flocculation", in cui si potrebbe incorrere qualora il polimero venisse adsorbito debolmente sulla superficie delle particelle colloidali. In questa condizione, quando due particelle colloidali tendono ad avvicinarsi, le catene polimeriche debolmente o per nulla adsorbite, vengono spinte via dalla regione interstiziale; questo svuotamento induce un allontanamento anche delle molecole di solvente per effetto osmotico con conseguente attrazione delle superfici delle particelle. Infatti, l'allontanamento delle molecole del polimero dall'area interstiziale va a modificare l'equilibrio osmotico locale: la concentrazione della soluzione tra le particelle è inferiore rispetto a quella nel "bulk". Dunque il solvente è forzato a fluire via dalla regione interparticellare. Questo flusso ha l'effetto di attrarre vicendevolmente le superfici delle particelle risultando in una maggiore instabilità e conseguente flocculazione [6].

2.3.2 La persistenza delle schiume

Le schiume reali sono definite da un impaccamento random di bolle dalle più diverse forme e dimensioni che dipendono dagli elementi che compongono la soluzione, dai metodi di produzione, dal drenaggio della parte fluida e dal collasso delle bolle.

Nel meccanismo di formazione di una schiuma possono essere individuate due macrofasi: l'incapsulamento del gas all'interno del liquido, governato essenzialmente dal potere spumeggiante del tensioattivo utilizzato, e il tempo di vita della schiuma, governato dalla stabilità del sistema. Entrando più nel dettaglio si potrebbero individuare ulteriori momenti significativi durante il meccanismo di generazione delle schiume, ossia la formazione di nuove interfacce, l'adsorbimento delle molecole di tensioattivo in corrispondenza di queste interfasi con

conseguente abbassamento della tensione superficiale e, infine, nei casi più complessi, lo sviluppo di legami intramolecolari e intermolecolari [14].

Si è già detto che le schiume possono essere distinte in umide e secche; in realtà, una schiuma passa dalla condizione umida a quella secca durante il suo tempo di vita. Infatti, appena formata, una schiuma liquida è costituita da bolle sferiche, con elevata pressione interna, e da lamelle spesse contenenti una significativa quantità d'acqua; col trascorrere del tempo si registra un assottigliamento delle lamelle dovuto al drenaggio del fluido con riduzione della densità della schiuma e contestuale avvicinamento delle bolle d'aria che tendono ad assumere una forma sempre più poliedrica fino a raggiungere la condizione di schiuma secca. Dunque la forma delle bolle dipende fortemente dalla quantità della frazione fluida contenuta nella schiuma: in particolare qualora la frazione di liquido sia superiore al 26% si può ritenere che le bolle siano pressoché sferiche e la schiuma umida.

Un altro parametro che gioca un ruolo cruciale non tanto sulla forma quanto sulle dimensioni delle bolle di una schiuma risulta essere la pressione esterna: il raggio medio delle bolle decresce al crescere della pressione; nello specifico, si registra una riduzione del diametro delle bolle da circa 100 μm a circa 20 μm con un incremento di pressione da 0 a 5 bar.

Tornando al fenomeno del drenaggio, si evidenzia come in alcuni casi questo processo possa procedere fino all'ottenimento di una struttura stabile, raggiunta la quale la schiuma può durare praticamente all'infinito. Nella maggior parte dei casi, però, non appena la schiuma diviene sufficientemente secca, le lamelle diventano instabili provocando il collasso della schiuma. A tal proposito è possibile operare una netta distinzione tra le schiume instabili o transienti, caratterizzate da un tempo di vita dell'ordine dei secondi, e le schiume metastabili o permanenti, contraddistinte da tempi di vita dell'ordine di ore o, addirittura, giorni [5].

Proprio il fenomeno del drenaggio rappresenta la maggior causa destabilizzante di una schiuma. La gravità è la principale forza motrice del fenomeno del drenaggio e può agire sia direttamente sulle lamelle e sia indirettamente attraverso il cosiddetto effetto di aspirazione del Plateau border. Quest'ultimo è dovuto al fatto che la pressione in corrispondenza delle lamelle, p_{film} , è maggiore di quella in corrispondenza del Plateau border, p_{border} , dove la curvatura è massima (motivo per il quale si ha una pressione più bassa) per cui il liquido drena dalle lamelle e si distribuisce finché la pressione del sistema è la stessa in ogni punto (diminuzione di energia libera del sistema), cf. Figura 2.14

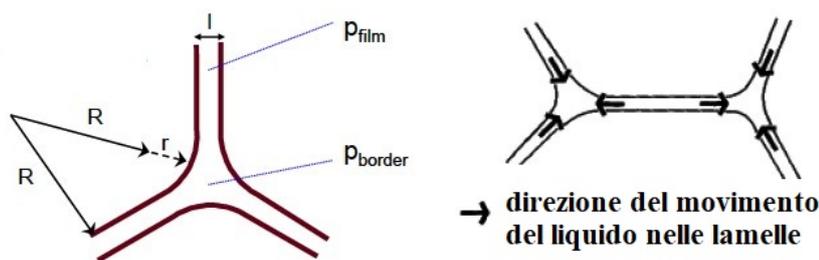


Figura 2.14 Drenaggio del liquido in una schiuma ed effetto di aspirazione del Plateau border

Considerando una colonna di schiuma, con il procedere del drenaggio, nelle zone in prossimità della superficie superiore si viene solitamente a formare una struttura ad elevato contenuto di gas (generalmente aria), mentre in prossimità della base si ha una struttura avente un più basso contenuto di gas e una maggiore frazione fluida; lungo l'altezza della colonna di schiuma si ha una transizione graduale dalla prima alla seconda condizione: la densità della schiuma decresce man mano che ci spostiamo verso l'alto.

L'aggiunta di agenti tensioattivi e/o di altri componenti che generano effetti superficiali incrementa significativamente il tempo di vita di una schiuma, ossia il tempo che intercorre tra la sua formazione e il suo collasso, poichè ne riduce drasticamente il drenaggio. La stabilità di una schiuma che, dunque, può essere correlata al drenaggio, è strettamente connessa alla robustezza della pellicola che si viene a formare all'interfaccia tra le fasi. In particolare risultano determinanti le proprietà di forza meccanica, viscoelasticità e di ripristino della pellicola che dipendono essenzialmente dalle caratteristiche del tensioattivo utilizzato, dalla sua concentrazione (connessa allo spessore del film) e dalla natura delle interazioni che si vengono a generare. La forza meccanica aumenta con il crescere della viscosità del film, la quale, a sua volta, cresce con lo spessore della pellicola e il pH. Le proprietà viscoelastiche permettono l'assorbimento delle sollecitazioni e delle deformazioni senza che soggiunga il collasso e sono legate alla flessibilità del film. Un altro parametro importante legato alla stabilità delle schiume è rappresentato dal modulo dilatazionale che restituisce un'indicazione sul modo in cui le forze della tensione superficiale si oppongono a variazioni di area superficiale.

Come peraltro già messo in luce, la stabilità delle schiume è fortemente influenzata dalla carica netta (pH del mezzo): solitamente si ottengono strutture più stabili in corrispondenza del pH isoelettrico, in corrispondenza del quale è minimo il numero di repulsioni elettrostatiche.

Oltre all'utilizzo dei tensioattivi, anche incrementi della viscosità influiscono positivamente sulla stabilizzazione delle schiume, riducendone il drenaggio e impedendo o, limitando possibili cambiamenti fisici e meccanici. Tale incremento può riguardare sia la regione interfacciale tra le fasi che la massa di liquido da cui la schiuma viene generata. Mentre nel primo caso l'obiettivo può essere perseguito utilizzando miscele di tensioattivi, polimeri e particelle molto fini con angoli di contatto elevati, nel secondo basta aggiungere alla fase acquosa un soluto viscosizzante come glicerolo, paraffina liquida, poliossimetilene, Xantham gum [15], ecc. Un confronto tra la stabilità di schiume prodotte utilizzando diversi liquidi viscosi, ovvero glicerolo, paraffina liquida e silicone, ha mostrato come il tempo di vita delle schiume sia lo stesso se la viscosità di questi liquidi è resa identica (ciò si effettua mediante un'opportuna regolazione della temperatura) nonostante la loro differente tensione superficiale.

Disproporzionamento (o diffusione) e coalescenza

Si è detto che in una schiuma reale vi è la coesistenza di bolle di diverse dimensioni e, dunque, caratterizzate anche da pressioni diverse: più piccola è la dimensione, maggiore sarà la pressione posseduta dalla bolla. Questa è la ragione per cui, all'interno delle schiume, il gas diffonde dalle bolle a più piccole dimensioni verso quelle di dimensioni maggiori, fenomeno noto come disproporzionamento o diffusione. Ciò conduce ad un immediato inizio della percolazione nell'istante successivo alla formazione della schiuma. Per minimizzare questo effetto esistono

sostanzialmente due modi: utilizzare un gas scarsamente solubile nel sistema acquoso (l'insolubilità aumenta nell'ordine: CO₂, O₂, Aria, N) e ottenere un film viscoelastico e rigido.

La velocità di diffusione del gas attraverso due bolle di raggio differente è proporzionale alla permeabilità del cammino diffusivo, all'area effettiva attraverso cui avviene la diffusione e alla differenza di pressione tra le due bolle.

Il fenomeno della diffusione di per sè non provoca il collasso della bolla, essendo quest'ultimo connesso ad una rottura del film, ma la diminuzione del numero totale di bolle rispetto a quello di partenza di circa il 10%. Tale processo, inoltre, non è significativo nelle schiume secche a struttura poliedrica, essendo queste ultime caratterizzate da lamelle piane con piccole differenze di pressione lungo l'interfaccia; riveste invece molta importanza nel caso di sistemi caratterizzati da film di molecole di tensioattivo monostrato e, comunque, di piccolo spessore.

Venendo alla coalescenza, questa rappresenta il fenomeno fisico attraverso il quale le gocce di un liquido, le bolle di un aeriforme o le particelle di un solido si uniscono per formare degli elementi di dimensioni maggiori, come mostrato in Figura 2.15. Nello specifico si ha coalescenza quando, per via del drenaggio, il film tra le due particelle disperse diviene estremamente sottile da rompersi. La velocità di assottigliamento del film dipende dalla presenza di tensioattivo o meno; in sua presenza, specie se di natura proteica, la parete che delimita il film è rigida e la velocità di drenaggio v è molto bassa:

$$v = \frac{2\Delta p \delta^3}{3\eta R^2} \quad (2.11)$$

essendo δ lo spessore del film ed η la viscosità della fase continua.

In assenza di tensioattivo la parete del film è mobile e la superficie delle gocce è soggetta ad un continuo ricambio con le regioni interne; in questo caso la velocità di drenaggio v del film è elevata e risulta essere inversamente proporzionale alla radice cubica della viscosità del mezzo che forma la fase dispersa.

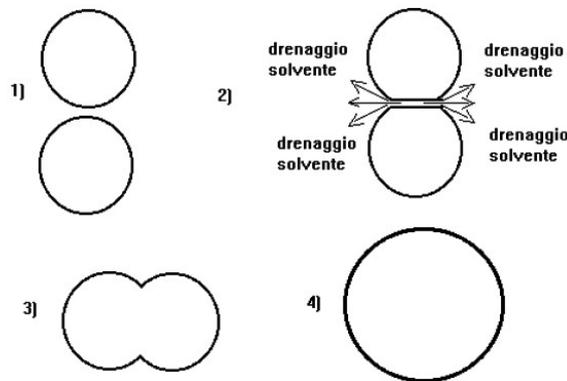


Figura 2.15 Diverse fasi del fenomeno della coalescenza

In particolare, il volume risultante dall'unione è pari alla somma dei volumi delle singole entità di partenza, mentre l'area della superficie risultante è minore della somma delle aree delle superfici delle singole entità. Da ciò si deduce che la coalescenza comporta una diminuzione dell'area totale relativa alla superficie dell'interfaccia che separa le due fasi, ossia la fase dispersa,

costituita dalle entità che coalescono, e la fase continua, in cui tali entità risultano immerse. Il fenomeno della coalescenza comporta, dunque, un abbassamento dell'energia totale del sistema per cui, dal punto di vista termodinamico, tale processo è spontaneo, in quanto non necessita di apporto energetico a spese dell'ambiente per svolgersi.

In definitiva, il deterioramento di una schiuma dipende dal drenaggio, dalla coalescenza e dal disproporzionamento. La differenza sostanziale tra questi ultimi due fenomeni consiste nel fatto che nella coalescenza si ha la formazione di bolle di raggio maggiore, quindi di dimensioni maggiori, mentre nel disproporzionamento si può manifestare la formazione sia di bolle più piccole che più grandi, a volte dando luogo ad una distribuzione bimodale; tuttavia i due fenomeni sono interconnessi, per cui è molto difficile distinguerli quantitativamente.

Marangoni effect and Gibbs effect

I parametri sperimentalmente misurabili che entrano in gioco nel definire le proprietà meccaniche e dinamiche di interfaccia risultano essere la viscosità superficiale e l'elasticità superficiale. La prima, fondamentale per ottenere un sistema stabile, fornisce indicazioni sui processi di rilassamento che ripristinano l'equilibrio di un sistema sottoposto a sollecitazioni e sulla dissipazione di energia nello strato di superficie; la seconda dà indicazioni sull'energia immagazzinata nello strato superficiale a causa di sollecitazioni esterne.

A tal riguardo, nella letteratura specifica sono ben consolidate due teorie, quella di Gibbs e quella di Marangoni, che si occupano degli effetti dell'elasticità superficiale e vengono solitamente trattati contestualmente.

L'elasticità di Gibbs dà indicazioni sulla stabilità di una schiuma e fa riferimento alle differenze di tensione superficiale che caratterizzano alcune aree del film liquido che attornia le bolle. L'elasticità viene valutata da Gibbs attraverso la variazione di tensione superficiale che, a sua volta, conduce ad una variazione della superficie. Affinchè un sistema possa definirsi stabile, deve essere capace di sopportare variazioni della tensione superficiale. In particolare, Gibbs ha introdotto un coefficiente di elasticità superficiale E che mette in relazione l'incremento della tensione superficiale $d\gamma$ tra la soluzione di liquido e tensioattivo e l'aria, con il relativo incremento unitario di area superficiale del film dA :

$$E = \frac{2d\gamma}{d \ln A} \quad (2.12)$$

in cui il fattore 2 è necessario perché sono due le superfici di interfaccia aria-liquido in corrispondenza del film [16].

I parametri che maggiormente influiscono sul coefficiente di elasticità superficiale E sono lo spessore del film e la concentrazione superficiale di tensioattivo. Nello specifico, a parità di spessore del film, inizialmente l'elasticità cresce al crescere della concentrazione di tensioattivo fino a raggiungere un massimo per una concentrazione ben inferiore a quella corrispondente alla CMC, per poi decrescere significativamente: l'elasticità è sensibilmente superiore per concentrazioni di tensioattivo inferiori alla CMC. A parità di concentrazione di tensioattivo, invece, l'elasticità è maggiore per film caratterizzati da spessori più piccoli. La teoria di Gibbs è però affetta da grosse limitazioni, essendo possibile applicarla in modo soddisfacente solo a film

caratterizzati da spessori sottili e per basse concentrazioni di tensioattivo, tali da non risultare significative al fine della stabilizzazione del sistema.

La teoria nota nella letteratura specifica come “effetto Marangoni” permette di superare tali limitazioni, essendo applicabile ai casi di spessori significativi e concentrazioni di tensioattivo elevate sia per film in espansione che in contrazione. L’effetto Marangoni si sovrappone all’elasticità di Gibbs per cui la loro azione viene presa in considerazione contemporaneamente parlando così di effetto Gibbs-Marangoni.

Al fine di illustrare questo effetto si consideri una pellicola di un certo spessore caratterizzata da una sufficiente concentrazione di molecole di tensioattivo; sottoponendola ad allungamento, una porzione di essa subirà uno stiramento con conseguente assottigliamento localizzato dello spessore a cui è associato un incremento locale della tensione superficiale dovuto alla minor concentrazione, in quest’area, di molecole di tensioattivo. Tale incremento di tensione superficiale innesca un richiamo o, meglio, una diffusione molto rapida di molecole di tensioattivo dalle aree adiacenti a più bassa tensione superficiale (maggiore concentrazione di surfattante) verso la regione assottigliata, fino al ripristino delle condizioni di equilibrio. Questa diffusione comporta anche il trascinarsi di uno strato di liquido interlamellare con conseguente nuovo ispessimento del film. Tanto maggiori sono le proprietà di diffusività possedute dal tensioattivo, tanto più rapido ed efficace risulterà essere l’effetto combinato Gibbs-Marangoni.

Al fine di superare le limitazioni sopra esposte, la relazione 2.12 dell’elasticità di Gibbs, tenendo conto dell’effetto Gibbs-Marangoni, può essere modificata come segue:

$$E = \frac{4\Gamma^2 RT}{h_b C + 2C_S \left(1 - \frac{C_S}{C_m}\right)} \quad (2.13)$$

essendo Γ l’eccesso superficiale, R la costante universale dei gas, T la temperatura, h_b lo spessore della soluzione nel “bulk”, ossia quella parte del fluido abbastanza lontana dalle regioni del fluido stesso in cui avvengono scambi di materia o calore da non percepire gli effetti, C concentrazione di tensioattivo nel bulk, C_S concentrazione superficiale di tensioattivo.

A seconda della concentrazione di tensioattivo, è possibile distinguere tre diversi comportamenti, illustrati nella Figura 2.16. Se la concentrazione di tensioattivo è troppo bassa, Figura 2.16 a), la variazione di tensione superficiale a seguito dell’allungamento è trascurabile poichè la concentrazione di tensioattivo è ovunque bassa; ciò non consente l’innescarsi del processo precedentemente descritto, per cui il film è destinato ad un rapido collasso proprio in corrispondenza della sezione a spessore più ridotto.

Se la concentrazione di tensioattivo è troppo elevata, Figura 2.16 c), le molecole del surfattante non sono presenti solamente in corrispondenza dell’interfaccia tra le due fasi, ma si trovano anche in abbondanza in uno stato libero all’interno del solvente; avvenuta la deformazione, per via della differente concentrazione di tensioattivo tra la parte assottigliata e quella indeformata, a cui corrisponde un gradiente di tensione superficiale che, evidentemente, risulterà più bassa nella zona deformatasi, ha luogo la diffusione di molecole di surfattante verso la zona a spessore più sottile; tuttavia, a causa dell’eccessiva presenza di molecole di tensioattivo, tale diffusione non è accompagnata da un contestuale trascinarsi di uno strato di liquido interlamellare verso la sezione assottigliata, con la conseguenza finale di un riequilibrio della concentrazione di surfattante senza il recupero dello spessore iniziale: il film è sicuramente più stabile del caso a),

ma certamente meno stabile della condizione associata allo spessore iniziale e , dunque, più suscettibile di collasso. Si evince che concentrazioni di tensioattivo molto elevate, superiori alla CMC, danno luogo a schiume con film troppo sottili e, conseguentemente, destinate a collassare in un tempo minore.

Infine, nella Figura 2.16 b) è riportato il caso di concentrazione ottimale di tensioattivo: l'effetto Gibbs-Marangoni può avvenire nel modo ottimale, con il completo ripristino dell'iniziale spessore del film che risulterà molto stabile e duraturo nel tempo. Appare quindi evidente che, oltre ad abbassare la tensione superficiale, un altro ruolo fondamentale ricoperto dai tensioattivi è quello di stabilizzare, coadiuvandone la persistenza, le bolle d'aria che si sono generate mediante l'effetto combinato Gibbs-Marangoni [6].

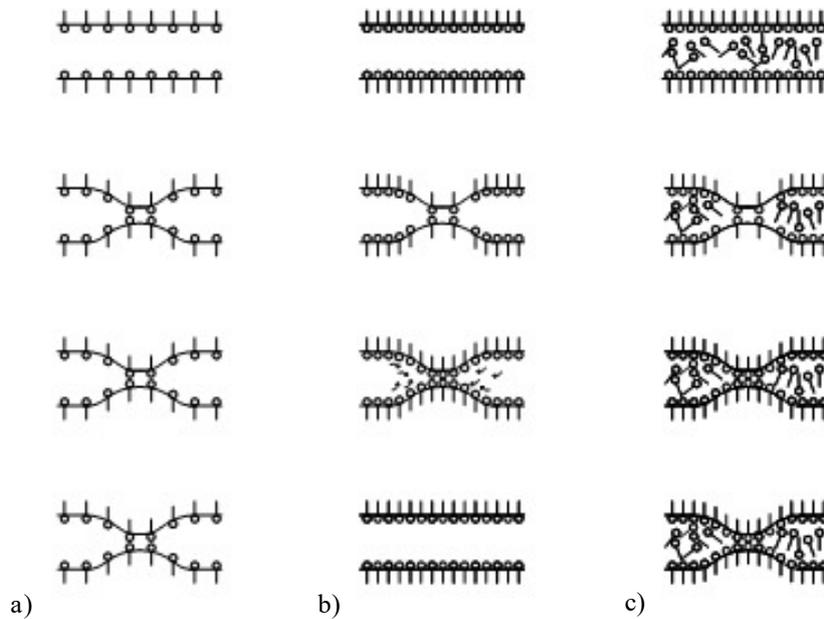


Figura 2.16 Effetto della concentrazione di tensioattivo sull'effetto Marangoni: concentrazione bassa a); ottimale b); troppo elevata c)

Bisogna evidenziare che il meccanismo appena descritto si instaura nel caso di tensioattivi dal basso peso molecolare, Figura 2.16 e Figura 2.17 a).

Nel caso di tensioattivi con elevato peso molecolare come, ad esempio, quelli proteici, si instaura il cosiddetto meccanismo viscoelastico, per il quale gli stiramenti localizzati di limitata entità possono essere dissipati per deformazione dello strato di molecole adsorbite [17]. Cessata la causa dello stiramento il film si riporta alle condizioni originarie, Figura 2.17 b).

Nel caso di contestuale presenza di tensioattivi ad alto e basso peso molecolare, questi ultimi potrebbero interferire nelle interazioni intermolecolari che si generano tra i primi nello strato adsorbito, o per via del fenomeno dell'adsorbimento competitivo o per interazioni con regioni cariche o idrofobe dei tensioattivi a più elevato peso molecolare.

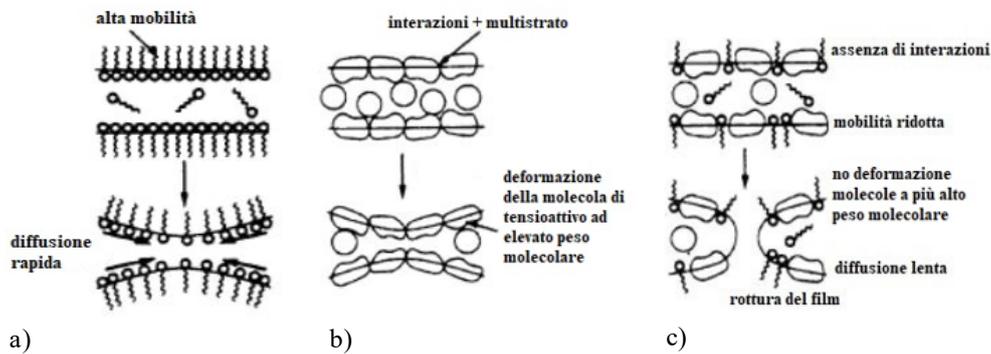


Figura 2.17 Differenti meccanismi di stabilizzazione di un film sottile: tensioattivo a basso peso molecolare (effetto Marangoni) a); tensioattivo ad elevato peso molecolare (meccanismo viscoelastico) b); contemporanea presenza di tensioattivi ad elevato e basso peso molecolare (instabilità) [17] c)

Ciò può condurre ad una transizione dal meccanismo viscoelastico a quello Marangoni, con il risultato di ridurre non solo la deformazione delle molecole di tensioattivo a più elevato peso molecolare, ma anche di ridurre la rapida diffusione di quelle a più basso peso molecolare per l'effetto Marangoni, risultando così in una significativa riduzione della stabilità della schiuma, Figura 2.17 c).

2.4 La produzione delle schiume

Esistono svariate metodologie per la produzione di schiuma, metodologie che hanno come identica filosofia di base l'introduzione di gas, solitamente aria, all'interno di una soluzione contenente tensioattivi o una miscela di tensioattivi e altre sostanze. Come si è compreso dalla lettura dei paragrafi precedenti, la concentrazione di tensioattivo gioca un ruolo di fondamentale importanza per la qualità e la stabilità della schiuma prodotta. Il gas può essere introdotto nel liquido in svariati modi quali, ad esempio, agitazione meccanica, emissione di aria in pressione attraverso un ugello, sfruttando opportune reazioni chimiche o anche mediante condensazione, ovvero mediante degassificazione di un liquido soprassaturo, cioè di un liquido contenente un valore superiore a quello di normale saturazione di un soluto ad una certa temperatura, attraverso un incremento di temperatura o una riduzione di pressione. Ovviamente una schiuma deve essere quanto più omogenea possibile e, a tal fine, tutti i suoi costituenti devono essere in grado di miscelarsi adeguatamente gli uni agli altri.

Un fattore di fondamentale importanza nella generazione delle schiume è certamente quello relativo all'energia fornita al sistema in questa fase che si è visto influenzare significativamente la qualità della schiuma stessa in termini di dimensioni delle bolle, stabilità complessiva del sistema e viscosità: la forza meccanica applicata alla miscela è necessaria per far crescere in maniera efficace l'area superficiale. In particolare è stato dimostrato sperimentalmente che, nel caso di generazione delle schiume per agitazione meccanica, aumentando la velocità di miscelazione di 3,3 volte, le dimensioni delle bolle diminuivano di 4,5 volte mentre la stabilità e la viscosità si incrementavano del 100% [18]: la miscelazione del gas e della soluzione in presenza di sforzi di taglio molto elevati permette di ottenere schiume molto omogenee caratterizzate da

bolle di più piccole dimensioni, caratteristica, quest'ultima, direttamente correlata ad una maggiore stabilità e viscosità della schiuma prodotta. Alla luce di ciò si evince che la caratteristica principale che devono possedere tutti i generatori di schiuma, al fine di ottenere una produzione efficace ed efficiente, è quella di effettuare la miscelazione con sforzi di taglio sufficientemente elevati.

È utile rimarcare come l'agitazione imposta al sistema riduce enormemente il tempo di adsorbimento delle molecole di tensioattivo all'interfaccia fino all'ordine dei millisecondi; infatti, se nel caso di sistemi statici la migrazione delle molecole di tensioattivo verso l'interfaccia avviene prevalentemente attraverso il fenomeno della diffusione, nei sistemi dinamici, ossia in presenza di agitazione esterna, risulta preponderante la convezione.

Dunque un'ottima omogeneità della schiuma può essere ottenuta mediante la miscelazione meccanica di gas nella soluzione contenente tensioattivi. Un meccanismo semplice ma, al contempo, estremamente efficace è quello di far passare la soluzione dentro un tubo di apposita lunghezza all'interno del quale il moto è turbolento. A tal proposito, il tubo potrebbe essere riempito con perline o anelli di adeguato diametro che favoriscono la formazione di sottili film di liquido e, conseguentemente, la generazione di schiuma. Questo è proprio il sistema di sovente impiegato nei generatori per la produzione di schiuma per il settore dei calcestruzzi cellulari [19].

Ma oltre a questo sistema, ne esistono altri in cui la produzione di schiuma viene effettuata utilizzando altre tecniche di miscelazione meccanica, tra le quali si richiama quella che sfrutta l'iniezione di gas nella soluzione attraverso un mezzo poroso come, ad esempio, filtri, rocce porose o legno, Figura 2.18 a), spesso impiegata nell'ambito della pulizia degli acquari, o quella che sfrutta un sistema a rotore-statore, Figura 2.18 b), impiegato in diversi generatori di schiuma presenti in commercio come, ad esempio, il Top Mix prodotto dalla Hansa Industrie Mixer, Figura 2.18 c), in cui la produzione di schiuma può essere controllata modificando la velocità del rotore e/o il flusso di aria e soluzione in ingresso per la miscelazione. Questa tipologia di generatori viene utilizzata soprattutto nell'industria alimentare e nel campo della plastica. Il sistema rotore-statore è costituito da un rotore con lame taglienti che ruota ad elevata velocità all'interno di uno statore fermo dotato di fori. Grazie all'alta velocità del rotore, il fluido viene aspirato automaticamente in senso assiale e successivamente espulso in senso radiale per effetto centrifugo attraverso le finestre del sistema; date le alte forze di accelerazione presenti, il materiale è sottoposto ad altissime forze di taglio e di spinta. Nell'interstizio fra il rotore e lo statore si forma, inoltre, un'elevata turbolenza che da luogo ad una miscelazione ottimale della sospensione.

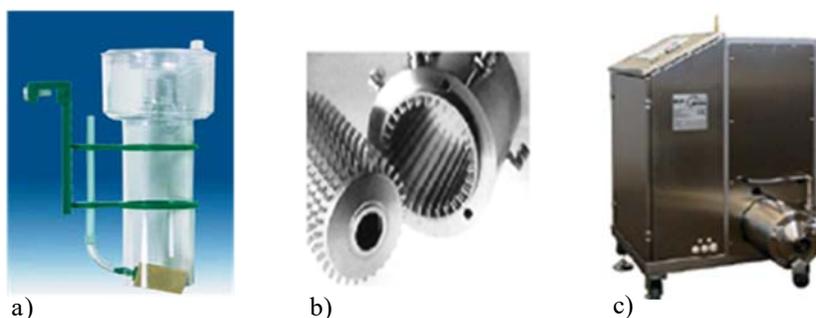


Figura 2.18 Differenti sistemi impiegati per la produzione di schiuma: iniezione di gas attraverso un mezzo poroso a); sistema rotore-statore b) impiegato nel Top Mix c) prodotto dalla Hansa Industrie Mixer

Produzione delle schiume impiegate nel presente lavoro di ricerca

Le schiume impiegate nel presente lavoro di ricerca sono state realizzate utilizzando un generatore appositamente costruito, illustrato in Figura 2.19 a).

Il suo principio di funzionamento ricalca quello proprio dei classici generatori di schiuma per calcestruzzi presenti sul mercato: la schiuma viene prodotta, infatti, mediante una dispersione di gas (aria) in pressione in una soluzione di acqua e tensioattivo. In particolare, vengono anzitutto miscelati l'acqua, il cui punto di ingresso è indicato in Figura 2.19 con il punto 2, e il tensioattivo, il cui punto di ingresso è evidenziato con il numero 3 e la cui concentrazione viene regolata mediante una pompa dosatrice automatica, punto 7; successivamente la miscela di acqua e tensioattivo incontra l'aria, ingresso in corrispondenza del punto 4, ad una certa pressione, regolata per mezzo del riduttore di pressione, punto 10; infine, la miscela di acqua, tensioattivo e aria in pressione viene fatta scorrere attraverso il tubo di miscelazione, punto 12, all'interno del quale si viene a formare la schiuma. Il tubo di miscelazione è riempito con opportuni anelli d'ottone, Figura 2.20 (a) e (b), che, innescando un moto turbolento, favoriscono la generazione di una schiuma omogenea e stabile.

Rispetto ai generatori di schiuma presenti in commercio quello realizzato consente di avere un controllo maggiore sulle variabili che entrano in gioco nella produzione della schiuma. Infatti le variabili solitamente controllabili e regolabili nei generatori di schiuma presenti sul mercato sono: la portata d'acqua e la pressione dell'aria in ingresso al generatore e la concentrazione del tensioattivo.

Il generatore mostrato in Figura 2.19 a), oltre al controllo della portata d'acqua, della pressione dell'aria e della concentrazione di tensioattivo, permette di regolare sia il flusso di aria immesso nel circuito, attraverso un'apposita valvola evidenziata con il punto 9 in Figura 2.19 a) e riportata nel particolare di Figura 2.20 c), che il flusso della soluzione di acqua e tensioattivo attraverso un apposito rubinetto posizionato a monte dell'input di aria compressa. La possibilità di regolare questi flussi permette di ottimizzare la qualità macroscopica della schiuma prodotta in funzione degli effettivi input di acqua e di aria; ciò garantisce la produzione di un'ottima schiuma in qualunque situazione, anche in presenza di possibili oscillazioni della portata di acqua in ingresso al sistema dalla rete idrica, permettendo un corretto funzionamento del generatore sia in condizioni di portata di acqua in ingresso molto elevata che estremamente ridotta.

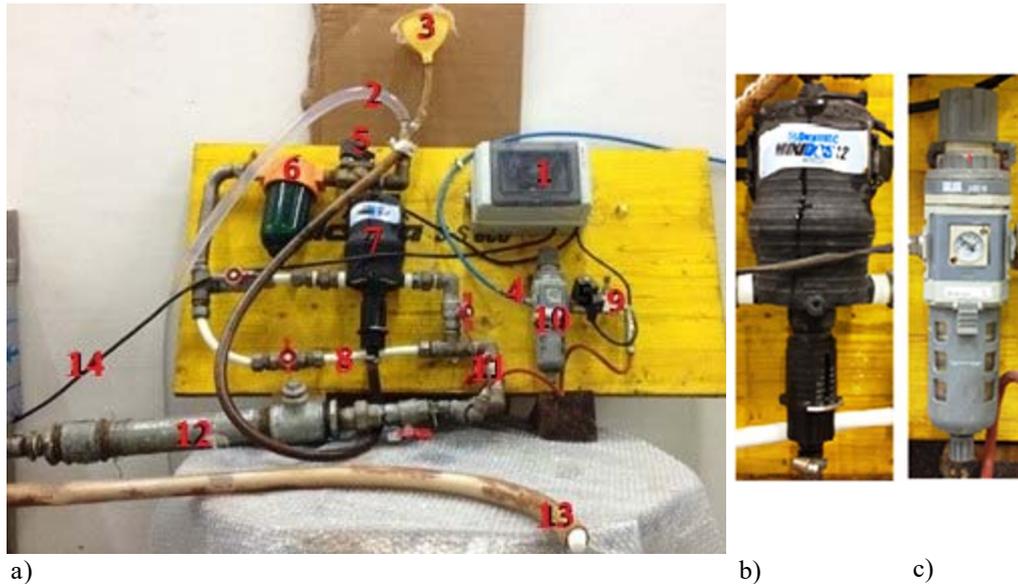


Figura 2.19 Generatore di schiuma impiegato per la produzione delle schiume utilizzate nel presente lavoro di ricerca a); particolare della pompa dosatrice automatica per la concentrazione di tensioattivo b) e del riduttore di pressione dell'aria c)

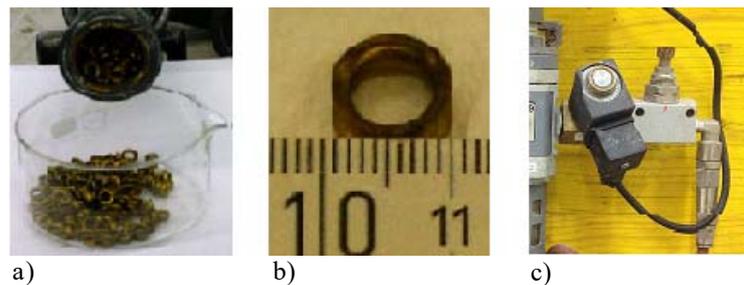


Figura 2.20 Alcuni particolari del generatore di schiuma: anelli di ottone presenti all'interno del tubo di miscelazione a); dimensione degli anelli b); valvola per la regolazione del flusso di aria immesso all'interno del circuito c)

Il sistema, inoltre, è dotato di un circuito parallelo, punto 8 della Figura 2.19 a) che, grazie ad un sistema di rubinetti opportunamente posizionato, permette di bypassare l'ingresso del tensioattivo, così da agevolare le operazioni di pulizia del sistema di produzione, soprattutto del tubo di miscelazione, molto importante al fine di salvaguardare la durabilità del sistema e la bontà della schiuma prodotta nel tempo.

Si riportano di seguito i diversi elementi che compongono il generatore di schiuma evidenziati in Figura 2.19 a):

1. centralina di comando delle elettrovalvole con timer;
2. ingresso acqua, la cui portata può essere regolata tramite un rubinetto interposto tra la rete idrica e il generatore stesso;

3. ingresso tensioattivo;
4. ingresso aria compressa: il tubo azzurro è collegato ad un compressore;
5. elettrovalvola per l'apertura sincronizzata delle saracinesche che regolano l'ingresso dell'acqua e dell'aria nel circuito (l'altra elettrovalvola è posizionata in prossimità del punto 9);
6. filtro per l'acqua;
7. pompa dosatrice automatica, si veda anche il particolare riportato in Figura 2.19 b), per l'aspirazione continua del tensioattivo, con concentrazioni comprese tra l'1% e il 5%, in funzione della portata di acqua;
8. circuito parallelo per bypassare l'ingresso del tensioattivo e agevolare le operazioni di pulitura del sistema;
9. valvola per la regolazione del volume di aria immesso nel circuito, si veda anche il particolare di Figura 2.20 c);
10. riduttore di pressione con manometro per la regolazione della pressione dell'aria in ingresso al circuito da 0 a 12 bar, si veda anche il particolare riportato in Figura 2.19 c);
11. rubinetto per la regolazione del flusso di acqua e tensioattivo da miscelare con l'aria compressa;
12. tubo di miscelazione in cui, grazie al riempimento con anelli di ottone, Figura 2.20 a) e b), si innesca il moto turbolento che consente la realizzazione di una schiuma omogenea e stabile;
13. output della schiuma;
14. corrente elettrica.

Al fine di ridurre il numero delle variabili in gioco nella produzione della schiuma e studiare specificatamente l'influenza sulle caratteristiche delle schiume prodotte di altri fattori fondamentali come la concentrazione del tensioattivo e la pressione dell'aria immessa nel circuito, si è scelto di settare a priori sia la portata di acqua in ingresso al generatore e la parzializzazione del volume di aria. In particolare, la portata di acqua è stata fissata e mantenuta sempre pari alla massima portata in arrivo dalla rete idrica, lasciando il rubinetto di input posto a monte del generatore completamente aperto. Fissato questo parametro, si è proceduto con il regolare la valvola relativa al volume di aria immesso nel circuito e il rubinetto di parzializzazione del flusso della soluzione di acqua e tensioattivo posto a monte dell'ingresso dell'aria compressa in modo tale che la schiuma fosse generata con continuità, senza interruzioni nell'erogazione dovute ad un eccessivo volume di aria compressa o, equivalentemente, ad un flusso di soluzione troppo ridotto. Inoltre, accorgimenti di limitata entità sulla regolazione della parzializzazione del flusso di soluzione di acqua e tensioattivo tramite l'apposito rubinetto, non modificando invece il volume di aria in ingresso al circuito, hanno permesso di mantenere costante la qualità della schiuma prodotta, nonostante le piccole variazioni stagionali del flusso di acqua proveniente dalla rete idrica. La portata media di acqua in ingresso dalla rete idrica presso il laboratorio di strutture del Dipartimento di Ingegneria dell'Università degli Studi di Messina è stata valutata essere pari a 20,62 litri al minuto.

2.5 I test sulle schiume

Le schiume prodotte mediante il generatore descritto nel Paragrafo 2.4 sono state sottoposte ad una serie di indagini sperimentali al fine di valutarne il peso, la densità, la quantità e la percentuale di drenaggio a fissati intervalli di tempo, per differenti valori della concentrazione del tensioattivo e della pressione dell'aria. Questi ultimi due parametri, infatti, rappresentano il miglior modo per controllare e regolare la qualità della schiuma prodotta, e possono essere facilmente variati rispettivamente mediante la pompa dosatrice automatica e il riduttore di pressione. La prima permette di introdurre la desiderata concentrazione di tensioattivo nel flusso d'acqua che la attraversa: tale concentrazione può essere variata, mediante un'apposita valvola a vite, dall'1% al 5% rispetto alla portata d'acqua che attraversa la pompa dosatrice stessa. Il riduttore di pressione con manometro permette, invece, di regolare il valore della pressione dell'aria immessa nel circuito tra 0 e 12 bar.

Al fine di indagare anche gli effetti della natura del tensioattivo sulle caratteristiche delle schiume prodotte, si è deciso di estendere la campagna sperimentale non solo alla valutazione delle caratteristiche delle schiume prodotte mediante il tensioattivo proteico Foamin C[®] soventemente utilizzato nel settore dei calcestruzzi, ma anche a quelle confezionate con il Sodium Laureth Sulfate, di natura sintetica. In particolare, nel caso di quest'ultimo tensioattivo, a differenza di quello proteico in cui l'indagine sperimentale riguarda gli effetti, sulle caratteristiche delle schiume prodotte, sia di variazioni della pressione dell'aria che della concentrazione di tensioattivo, la campagna sperimentale è stata effettuata fissandone la concentrazione pari al 4% e facendo variare solo la pressione dell'aria, essendo l'obiettivo fondamentale di questa seconda fase della sperimentazione sulle schiume non tanto la caratterizzazione particolareggiata della schiuma ottenuta da tensioattivo sintetico SLS, quanto quello del confronto, a parità di concentrazione e di pressione dell'aria, tra le caratteristiche delle schiume prodotte con i tensioattivi di diversa natura.

Questi test rivestono una fondamentale importanza al fine di ottenere delle informazioni dirette sulla qualità e sulla stabilità delle schiume, oltre che delle informazioni indirette sulle dimensioni delle bolle e sull'omogeneità della loro distribuzione [19].

I tensioattivi utilizzati: Foamin C[®] e Sodium Laureth Sulfate

Si è visto come il modo più efficace per stabilizzare un sistema disperso sia quello di introdurre degli agenti tensioattivi che vanno a disporsi all'interfaccia tra la fase dispersa e quella disperdente. Senza di essi il tempo di vita della schiuma prodotta si aggirerebbe nell'ordine del secondo. Come accennato, la campagna sperimentale effettuata sulle schiume ha riguardato due tensioattivi di natura diversa: il proteico Foamin C[®] e il sintetico SLS.

Il Foamin C[®], prodotto dalla Mibo s.r.l., appartiene alla classe dei tensioattivi anionici di natura proteica ed è largamente impiegato nel settore dei calcestruzzi soprattutto per la produzione di calcestruzzi cellulari per massetti termoisolanti per solai e tetti piani o per sottofondi di pavimentazioni industriali e civili [20]. Questo tensioattivo è stato formulato appositamente per avere la massima compatibilità con cementi, malte e calcestruzzi. Si presenta in forma liquida, è caratterizzato da un colore bruno e da un odore non nauseante e, aspetti non di poco conto, non è velenoso e risulta innocuo verso pelle e mucose.

Come dichiarato dall'azienda produttrice il Foamin C[®], le cui principali caratteristiche fisico-chimiche sono riportate in Tabella 2.2, è composto, oltre che da acqua, per il 25% da proteine idrolizzate e per il 4% da sali minerali, di cui circa l'1,5% metallici: cloruro di zinco in soluzione, cloruro di magnesio in soluzione e solfato di ferro. Le proteine idrolizzate sono una miscela di composti azotati a basso peso molecolare, ottenute per trattamento di proteine con acidi o alcali; le proteine idrolizzate hanno una composizione complessa in cui rientrano polipeptidi a basso peso molecolare, peptidi e, in quantità minore, amminoacidi e ammoniaca.

Tabella 2.2 Caratteristiche fisiche del tensioattivo proteico Foamin C[®]

densità a 20°C	1,10 g/ml
viscosità a 20°C	4 mm ² /s
pH	6,6
solubilità in acqua a 20°C	totale
incompatibilità	Oli, grassi e sostanze similari

Al fine di preservarne al meglio le caratteristiche nel tempo, l'azienda produttrice prescrive che venga conservato sigillato nel fusto originale, in luogo fresco, aerato e non esposto ai raggi solari, con temperature ambientali non inferiori ad 8°C.

Il Sodium Laureth Sulfate, le cui principali caratteristiche fisico-chimiche sono riportate in Tabella 2.3, è un tensioattivo anionico di natura sintetica, utilizzato in molti prodotti dell'industria cosmetica come dentifrici, shampoo, schiuma da barba, ecc. Anche per via del costo sensibilmente più elevato rispetto a quelli di natura proteica, questa tipologia di tensioattivi non viene di solito impiegata nell'industria dei calcestruzzi.

Dal punto di vista chimico, si ottiene per reazione tra acido laurico e anidride solforica in presenza di idrossido di sodio. Si presenta sotto forma di liquido di colore trasparente, è solubile in acqua ed è caratterizzato da un potere irritante abbastanza elevato. Il vantaggio di utilizzare un tensioattivo sintetico come l'SLS, rispetto a tensioattivi come il Foamin, risiede nel fatto di aver a che fare con una ben definita sostanza chimica, e non con una composizione più o meno complessa di elementi chimici, rendendo così più facilmente identificabili, spiegabili e controllabili eventuali fenomeni e reazioni chimiche che potrebbero entrare in gioco nelle sperimentazioni.

Tabella 2.3 Caratteristiche fisiche del tensioattivo sintetico SLS

densità a 20°C	1,05 g/ml
pH	9,5
solubilità in acqua a 20°C	totale

2.5.1 Procedure per la valutazione di peso, densità e drenaggio delle schiume

Uno dei fattori più importanti in tutte le tipologie di sperimentazione è certamente rappresentato dalla ripetibilità dei test effettuati. In particolare, nell'ambito delle sperimentazioni per la determinazione del peso, della densità e del drenaggio delle schiume, la più grande difficoltà incontrata è risultata essere la definizione di una modalità di riempimento del becker veloce, semplice, efficace e facilmente ripetibile. Infatti, ai fini di una corretta determinazione della densità e del drenaggio, è di fondamentale importanza che la schiuma venga versata nel contenitore immediatamente dopo la sua formazione, onde evitare l'innescarsi del fenomeno del drenaggio ancor prima del posizionamento della schiuma nel becker, inficiando, di fatto, i risultati

ottenuti dalla sperimentazione. Per tale motivo, ogni tentativo di riempimento dei becker con spatole o cucchiari è risultato vano, essendo non solo in contrasto con la necessità di svolgere le operazioni nel minor tempo possibile, ma inficiando tale procedura anche le determinazioni sperimentali per via della formazione di macrovuoti durante le operazioni di riempimento. Per superare tali difficoltà si è deciso di riempire i becker direttamente con il tubo di gomma collegato al generatore, evidenziato con il punto 13 nella Figura 2.19 a), definendo una modalità di immissione della schiuma che consentisse contestualmente di evitare la formazione di macrovuoti all'interno del becker durante le operazioni di riempimento.

In particolare, il tubo erogatore di schiuma viene inizialmente posto in prossimità della base interna inferiore del becker, per poi essere sollevato gradualmente durante l'erogazione della schiuma fino al riempimento del contenitore oltre la sua sommità; l'operazione si conclude con la rasatura della superficie superiore mediante un'apposita spatola metallica così da eliminare la schiuma in eccesso. Bisogna sottolineare che, per ogni prelievo, prima di procedere al riempimento del becker, la schiuma erogata durante i primi 5 secondi viene scartata onde assicurare la completa fuoriuscita della schiuma eventualmente già presente nel tubo di miscelazione ed utilizzare così esclusivamente schiuma di nuova realizzazione.

Effettuate le operazioni di prelievo, la determinazione del peso P_S della schiuma viene effettuata tramite semplice differenza tra il peso P_P del contenitore riempito con la schiuma e il peso P_V del contenitore vuoto:

$$P_S = P_P - P_V \quad (2.14)$$

Al fine di determinare la densità della schiuma è necessario conoscere, oltre al peso, anche il volume del contenitore che la contiene. A tal proposito sono stati valutati i volumi dei contenitori cilindrici in vetro borosilicato, noto anche con il termine commerciale pyrex, Figura 2.21, mediante la seguente relazione:

$$V = \frac{P_W - P_V}{\gamma_{WT}} \quad (2.15)$$

essendo P_W il peso del contenitore riempito d'acqua disaerata e valutato dopo aver eliminato il più possibile le bolle d'aria eventualmente formatesi in corrispondenza delle pareti interne, P_V il peso del contenitore vuoto, γ_{WT} la densità dell'acqua alla temperatura di misura.

Infine, la densità γ della schiuma può essere determinata come segue:

$$\gamma = \frac{P_S}{V} \quad (2.16)$$

A seguito della valutazione del peso, il campione di schiuma viene lasciato a riposo nel becker, al fine di valutarne il drenaggio dopo un certo intervallo di tempo prefissato. La valutazione del drenaggio viene effettuata valutando il peso della soluzione di acqua e tensioattivo drenata dalla schiuma dopo 5, 10, 15 e 180 minuti, denominata quantità di drenaggio e indicata rispettivamente con D_5 , D_{10} , D_{15} , D_{180} . Tale quantità di drenaggio viene determinata mediante semplice differenza tra il peso W_{DX} del contenitore in cui è stato travasato il liquido drenato, dove x indica l'intervallo di tempo di attesa, e il peso W_V del contenitore vuoto:

$$D_X = W_{DX} - W_V \quad (2.17)$$

Nota la quantità di drenaggio è possibile risalire alla percentuale di drenaggio X sul peso iniziale della schiuma:

$$X = \frac{D}{P_S} 100 \quad (2.18)$$



Figura 2.21 Becker in vetro borosilicato impiegati per i test sulle schiume



Figura 2.22 Prelievo di schiuma realizzata con tensioattivo proteico Foamin C[®] costituito da tre diversi campioni: dopo 15 minuti dalla produzione della schiuma a); dopo diverse ore b)

Infine, si evidenzia che, allo scopo di avere conferma della bontà delle procedure adottate nei confronti della ripetibilità della prova, ogni prelievo di schiuma consta di tre diversi campioni in modo tale che il valore della grandezza di volta in volta valutata è ottenuto come valor medio di tre differenti determinazioni. Dalla Figura 2.22 a) è possibile notare, nella parte inferiore del becker, il drenaggio di soluzione di acqua e tensioattivo dalla colonna di schiuma dopo 15 minuti dalla produzione della schiuma stessa. Il colore del liquido drenato dipende evidentemente dal colore del tensioattivo utilizzato: il giallo opaco, simil ambra, è caratteristico del drenaggio di schiume realizzate con il tensioattivo proteico Foamin C[®], mentre relativamente alle schiume confezionate con tensioattivo proteico SLS, il drenaggio è contraddistinto da un colore tra il trasparente e il bianco fumo. In Figura 2.22 b) è invece possibile notare il degrado e il collasso, con conseguente perdita di volume, che subisce un prelievo di schiuma a diverse ore dalla sua generazione.

2.5.2 I test effettuati sulle schiume

La campagna sperimentale sulle schiume ha riguardato, come accennato, la valutazione degli effetti che la concentrazione del tensioattivo proteico Foamin C[®], fatta variare tra il 2% e il 5% in volume rispetto all'acqua, e la pressione dell'aria, investigata tra 1,5 e 5 bar, hanno sul peso, sulla densità e sul drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti delle schiume prodotte. Si è inoltre valutato l'effetto sulle medesime grandezze, eccezion fatta per il drenaggio a 180 minuti, della diversa natura chimica del tensioattivo impiegato; a tal proposito si è effettuata un'indagine sperimentale sulle schiume generate con il tensioattivo sintetico SLS ad una concentrazione fissata pari al 4% e al variare della pressione dell'aria tra gli stessi limiti precedentemente definiti, escluso il valore più basso, ossia 1,5 bar.

Si evidenzia come i valori più importanti, in quanto generalizzabili per qualunque quantità di schiuma e non relativi semplicemente e limitatamente alla sperimentazione effettuata, risultino essere la densità della schiuma in g/l e la percentuale di drenaggio; per tale ragione, saranno queste le grandezze su cui si baserà il confronto e la valutazione delle caratteristiche e della qualità delle diverse schiume prodotte.

L'indagine sperimentale sulle schiume prodotte con il tensioattivo proteico Foamin C[®]

I dati sperimentali ottenuti dalla campagna effettuata sulle schiume confezionate con il tensioattivo proteico Foamin C[®] sono riportati nelle Tabella 2.4 - Tabella 2.11. In particolare, le indagini hanno riguardato 59 serie; la lettera P riportata nelle tabelle accanto al numero della serie sta per proteico, così da differenziare questi campioni da quelli realizzati con il tensioattivo sintetico, in cui verrà usata la lettera S. Come accennato, ognuna delle serie è costituita da tre diversi campioni e, al fine di snellire le tabelle e facilitarne la lettura, i valori delle diverse grandezze riportate, ossia densità γ , drenaggio a 5 minuti D_5 , drenaggio a 10 minuti D_{10} , drenaggio a 15 minuti D_{15} e drenaggio a 180 minuti D_{180} , rappresentano la media delle tre determinazioni sperimentali effettuate. Per una migliore comprensione dei dati, nelle tabelle vengono inoltre riportate la deviazione standard e il coefficiente di variazione delle diverse grandezze valutate.

Dall'istogramma relativo agli effetti della pressione dell'aria sul drenaggio a diversi tempi di attesa della schiuma prodotta con tensioattivo proteico Foamin C[®] ad una concentrazione pari al 2%, riportato in Figura 2.23 a), è possibile notare che, come d'altronde atteso, per qualunque valore della pressione dell'aria, al crescere del tempo di attesa, il drenaggio della schiuma aumenta significativamente. Nel caso delle pressioni più basse, 1,5 e 2 bar, la maggior parte del drenaggio si concentra entro i primi 10 minuti. Infatti, in queste condizioni di bassa concentrazione di tensioattivo e contemporanee ridotte pressioni dell'aria, la schiuma generata è molto pesante, possiede di fatto una densità superiore ai 120 g/l, si confronti a tal proposito la curva rossa di Figura 2.25 a), risultando quindi poco stabile in termini di drenaggio. Quest'ultimo, dunque, nei primissimi minuti susseguenti alla generazione della schiuma raggiunge valori molto elevati, dell'ordine del 60 – 70%. Per valori di pressione maggiori o uguali a 2,5 bar, invece, la densità della schiuma, nonostante la bassa concentrazione di tensioattivo, decresce sensibilmente, Figura 2.25 a) e, contestualmente, aumenta la sua stabilità nei confronti del drenaggio, come dimostrano i valori tra il 10% e il 30% ottenuti nella valutazione di questa grandezza a 15 minuti. In particolare, il passaggio da 2 a 2,5 bar di pressione dell'aria rappresenta proprio il discriminante

tra schiume di caratteristiche scadenti in termini di tenuta al drenaggio e schiume di qualità buona o ottima. Le evidenze sperimentali mostrano anche che qualunque sia l'intervallo di tempo di osservazione, la percentuale di drenaggio delle schiume prodotte diminuisce in maniera significativa al crescere della pressione dell'aria fino a 4 bar, mentre ulteriori incrementi di tale pressione non incidono significativamente nella riduzione del drenaggio che, infatti, si mantiene circa costante. A quest'ultima considerazione fa seguito quella per cui un ulteriore effetto di stabilizzazione della schiuma può essere ottenuto solo mediante un incremento della concentrazione di tensioattivo nell'acqua: l'effetto stabilizzante dovuto alla pressione dell'aria è rilevante tra 1,5 e 4 bar ma non oltre. Con la percentuale di tensioattivo pari al 2% si riesce ad ottenere un drenaggio nullo solo nella valutazione a 5 minuti per pressioni dell'aria superiori a 2 bar: il drenaggio a 10 e a 15 minuti, pur diminuendo, non riesce ad annullarsi nemmeno per pressioni dell'aria molto elevate; anche in questo caso, l'annullamento del drenaggio a tali tempi di attesa potrà essere ottenuto solo tramite un aumento della concentrazione di tensioattivo.

In definitiva, nel caso di concentrazione di tensioattivo proteico Foamin C[®] pari al 2%, si può concludere che le schiume generate con pressioni dell'aria inferiori a 2,5 bar risultano essere caratterizzate da densità e da drenaggi elevati e significativamente influenzati anche da piccole variazioni di pressione, mentre, a partire da questa soglia, le caratteristiche della schiuma si vanno stabilizzando, con variazioni limitate, quasi trascurabili, nel caso della densità, al crescere della pressione, Figura 2.25 a). Ciò risulta di fondamentale importanza soprattutto per quel che riguarda la ripetibilità della schiuma prodotta, ossia la possibilità di realizzare sempre una schiuma dalle identiche caratteristiche. Tale ripetibilità nel caso della concentrazione di tensioattivo pari al 2%, se dal punto di vista della densità può essere ritenuta soddisfacente impiegando valori di pressione dell'aria superiori a 2 bar, dal punto di vista del drenaggio è di difficile perseguimento anche per valori di pressione superiori: questo è dimostrato quantitativamente dagli elevati valori della deviazione standard e del coefficiente di variazione dei drenaggi investigati; i valori di queste statistiche, infatti, risultano essere notevolmente maggiori rispetto a quelli relativi alle medesime grandezze valutate per concentrazioni di tensioattivo più elevate, come risulta chiaro dai dati riportati nelle Tabella 2.4 - Tabella 2.11. Si evidenzia, infine, come per questa concentrazione di tensioattivo, dati gli elevati valori di drenaggio già a tempi modesti, si sia ritenuto superfluo effettuare l'indagine di questa grandezza anche a 180 minuti.

Passando in rassegna le evidenze scaturite dalle indagini sulle schiume prodotte con una concentrazione di tensioattivo pari al 3%, si evince che, rispetto al caso precedentemente esaminato, le quantità di drenaggio, che rimangono significative per pressioni dell'aria pari a 1,5 bar e 2 bar ma comunque inferiori a quelle registrate alla più bassa concentrazione di surfattante, risultano essere nulle o, al più, trascurabili, entro i primi 15 minuti dalla loro realizzazione, per pressioni pari o superiori a 2,5 bar. Quindi, l'incremento della concentrazione di tensioattivo al 3% permette di ottenere schiume decisamente più stabili nei confronti del drenaggio. Anche in questo caso all'incremento di pressione dell'aria da 2 a 2,5 bar corrisponde una netta distinzione tra le proprietà delle schiume generate: al di sotto di questa soglia si registrano densità elevate e molto variabili con valori di drenaggio significativi, mentre al di sopra ad una densità sostanzialmente costante al variare della pressione, si associa un drenaggio pressoché nullo entro

i primi 15 minuti. Un incremento della pressione dell'aria oltre i 3 bar non si traduce dunque in un corrispondente decremento della densità, curva blu in Figura 2.25 a).

Dati i buoni esiti della tenuta al drenaggio delle schiume prodotte con una concentrazione del tensioattivo proteico Foamin C[®] pari al 3%, si è deciso di effettuare la determinazione di tale grandezza anche dopo tempi di attesa ben più lunghi, ossia 180 minuti. La scelta di questo tempo di osservazione del drenaggio non è casuale, ma dettata dalla volontà di confrontare il comportamento della schiuma prodotta con quello di una particolare schiuma ultra-stabile brevettata dall'americana "Allied Foam Tech Corporation", caratterizzata da un drenaggio nullo proprio fino a 180 minuti di attesa. L'elevata stabilità e tenuta al drenaggio di questo sistema è raggiunta grazie all'impiego di una miscela di tensioattivi di polarità diversa: cationici e anionici con rapporti in peso che possono variare da 0,05:1 a 15:1. In particolare, la procedura di realizzazione di questa schiuma vuole che, dopo aver generato la schiuma utilizzando un solo tensioattivo, si vada a miscelare a questa il secondo tensioattivo di polarità opposta [21].

Dagli istogrammi riportati in Figura 2.23 e dai grafici in Figura 2.24 d), si può evincere come, nel caso del Foamin C[®], non solo per una concentrazione pari al 3%, ma anche per quelle superiori del 4% e del 5%, il drenaggio a 180 minuti sia molto significativo e, considerazione non di poca importanza, sia quasi costante sia al crescere della pressione dell'aria che della concentrazione di tensioattivo. Una modifica di queste grandezze, dunque, se nel caso del drenaggio a breve termine riveste un ruolo cruciale per poterlo ridurre o annullare del tutto, in quello a lungo termine non comporta alcun effetto.

Oltre che relativamente al drenaggio a 180 minuti, le evidenze sperimentali scaturite dalle indagini sulle schiume confezionate con tensioattivo proteico ad una concentrazione pari al 3%, possono essere estese ai casi delle concentrazioni di tensioattivo del 4% e del 5% anche riguardo le percentuali di drenaggio a breve termine, con le uniche differenze relative ad una riduzione dei drenaggi registrati in corrispondenza delle pressioni d'aria più basse. Da questo punto di vista, quindi, un ulteriore incremento della concentrazione del tensioattivo proteico si traduce in una maggiore stabilità della schiuma nei confronti del drenaggio a breve termine alle pressioni dell'aria più basse, cfr. Figura 2.23 e Figura 2.24.

Anche per ciò che concerne l'andamento della densità il trend è analogo a quanto precedentemente esposto, con l'ulteriore conferma che incrementi della pressione dell'aria superiori a 3 bar non si traducono in modifiche sostanziali nella densità delle schiume generate; inoltre, se l'incremento di concentrazione di tensioattivo dal 2% al 3% era associato, a parità di pressione dell'aria, ad una rilevante riduzione della densità della schiuma generata, ad ulteriori incrementi della concentrazione di Foamin C[®] corrispondono riduzioni della densità del tutto trascurabili, Figura 2.25 a).

Tabella 2.4 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 1,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C®

conc. tens. [%]	n° serie	dens. media	dev. st.	CoV	dren. medio 5 min.	dev. st.	CoV	dren. medio 10 min.	dev. st.	CoV	dren. medio 15 min.	dev. st.	CoV
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$
2	#1P	152	23,84	0,15	60,2	9,96	0,17	-	-	-	-	-	-
	#2P	170	18,61	0,11	-	-	-	73,68	3,98	0,05	-	-	-
	#3P	154	14,60	0,09	-	-	-	-	-	-	73,93	2,48	0,03
	#4P	110	2,33	0,02	28,46	2,92	0,10	-	-	-	-	-	-
3	#5P	111	2,05	0,02	-	-	-	47,33	2,64	0,06	-	-	-
	#6P	112	1,39	0,01	-	-	-	-	-	-	55,61	1,61	0,03
	#7P	113	2,62	0,02	25,01	3,81	0,15	-	-	-	-	-	-
4	#8P	112	0,46	0,01	-	-	-	46,14	1,91	0,04	-	-	-
	#9P	108	7,76	0,07	-	-	-	-	-	-	52,76	1,80	0,03
	#10P	93	0,55	0,01	11,74	0,85	0,07	-	-	-	-	-	-
5	#11P	85	2,52	0,03	-	-	-	22,46	2,84	0,13	-	-	-
	#12P	88	2,19	0,02	-	-	-	-	-	-	41,75	3,28	0,08

Tabella 2.5 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 2 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C[®]

conc. tens. [%]	n° serie	dens. media	dev. st.	CoV	dren. medio 5 min.	dev. st.	CoV	dren. medio 10 min.	dev. st.	CoV	dren. medio 15 min.	dev. st.	CoV
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$
2	#13P	124	3,70	0,03	32,60	3,87	0,12	-	-	-	-	-	-
	#14P	124	4,16	0,03	-	-	-	51,86	2,83	0,05	-	-	-
	#15P	126	8,65	0,07	-	-	-	-	-	-	63,00	4,24	0,07
3	#16P	85	2,96	0,03	5,53	3,49	0,63	-	-	-	-	-	-
	#17P	83	2,15	0,02	-	-	-	15,92	0,80	0,05	-	-	-
	#18P	82	2,62	0,03	-	-	-	-	-	-	29,08	1,40	0,05
4	#19P	78	3,85	0,05	0,97	0,94	0,97	-	-	-	-	-	-
	#20P	86	2,12	0,02	-	-	-	19,82	1,64	0,08	-	-	-
	#21P	78	5,36	0,07	-	-	-	-	-	-	24,81	8,01	0,32
5	#22P	79	3,71	0,05	0,35	0,30	0,87	-	-	-	-	-	-
	#23P	80	3,12	0,04	-	-	-	9,88	1,83	0,19	-	-	-
	#24P	76	6,74	0,09	-	-	-	-	-	-	18,36	6,64	0,36

Tabella 2.6 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 2,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C[®]

conc. tens. [%]	n° serie	dens.			dren. medio 5 min.			dren. medio 10 min.			dren. medio 15 min.			dren. medio 180 min.		
		media	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$	D_{180} [%]	$\sigma_{D_{180}}$ [%]	$CoV_{D_{180}}$
2	#25P	84	0,55	0,01	0,24	0,22	0,94	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	#26P	91	3,72	0,04	-	-	-	20,00	2,22	0,11	-	-	-	-	-	-
	#27P	90	3,90	0,04	-	-	-	-	-	-	32,32	2,86	0,09	-	-	-
3	#28P	61	0,93	0,01	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	2,28	1,54	0,68	-	-	-
	#29P	66	2,66	0,04	-	-	-	-	-	-	-	-	-	76,16	2,12	0,03
4	#30P	60	2,27	0,04	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	2,82	0,11	0,04	-	-	-
	#31P	61	1,40	0,02	-	-	-	-	-	-	-	-	-	67,76	2,32	0,03
5	#32P	53	1,79	0,03	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,77	0,75	0,97	-	-	-
	#33P	55	1,65	0,02	-	-	-	-	-	-	-	-	-	68,52	4,56	0,07

Tabella 2.7 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 3 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C[®]

conc. tens. [%]	n° serie	dens.			dren. medio 5 min.			dren. medio 10 min.			dren. medio 15 min.			dren. medio 180 min.		
		media	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$	D_{180} [%]	$\sigma_{D_{180}}$ [%]	$CoV_{D_{180}}$
2	#34P	88	4,80	0,05	0,86	0,84	0,98	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	#35P	84	4,70	0,05	-	-	-	10,24	2,59	0,25	-	-	-	-	-	-
	#36P	89	5,51	0,06	-	-	-	-	-	-	27,41	3,61	0,13	-	-	-
3	#37P	55	3,83	0,07	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	70,48	1,32	0,02
4	#38P	47	0,80	0,02	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	70,18	5,01	0,07
5	#39P	47	1,71	0,04	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	66,37	5,58	0,08

Tabella 2.8 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 3,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C[®]

conc. tens. [%]	n° serie	dens.			dren. medio 5 min.			dren. medio 10 min.			dren. medio 15 min.			dren. medio 180 min.		
		media	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$	D_{180} [%]	$\sigma_{D_{180}}$ [%]	$CoV_{D_{180}}$
2	#40P	83	5,12	0,06	0,00	0,00	-	5,62	2,48	0,44	-	-	-	-	-	-
	#41P	82	2,96	0,04	-	-	-	-	-	-	18,83	2,91	0,15	-	-	-
3	#42P	59	0,86	0,01	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	74,76	0,91	0,01
4	#43P	46	2,20	0,05	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	67,77	2,03	0,03
5	#44P	44	2,42	0,05	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	59,83	1,11	0,02

Tabella 2.9 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 4 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C®

conc. tens. [%]	n° serie	dens.			dren. medio 5 min.			dren. medio 10 min.			dren. medio 15 min.			dren. medio 180 min.		
		media	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV		
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$	D_{180} [%]	$\sigma_{D_{180}}$ [%]	$CoV_{D_{180}}$
2	#45P	78	2,28	0,03	0,00	0,00	-	6,82	0,77	0,12	-	-	-	-	-	-
	#46P	75	1,94	0,02	-	-	-	-	-	-	13,42	1,81	0,13	-	-	-
3	#47P	47	1,32	0,03	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	70,38	1,78	0,02
4	#48P	46	0,14	0,00	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	67,31	3,33	0,05
5	#49P	47	0,97	0,00	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	69,27	1,90	0,03

Tabella 2.10 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 4,5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C®

conc. tens. [%]	n° serie	dens.			dren. medio 5 min.			dren. medio 10 min.			dren. medio 15 min.			dren. medio 180 min.		
		media	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV	dev. st.	CoV		
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$	D_{180} [%]	$\sigma_{D_{180}}$ [%]	$CoV_{D_{180}}$
2	#50P	77	4,48	0,06	0,00	0,00	-	2,48	1,49	0,60	-	-	-	-	-	-
	#51P	75	5,31	0,07	-	-	-	-	-	-	12,75	5,75	0,45	-	-	-
3	#52P	55	2,20	0,04	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	71,13	1,88	0,03
4	#53P	46	1,70	0,04	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	67,24	1,19	0,02
5	#54P	46	0,34	0,01	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	64,32	2,43	0,04

Tabella 2.11 Determinazione della densità e del drenaggio a 5, 10, 15 e 180 minuti per le schiume generate con pressione dell'aria pari a 5 bar a diverse concentrazioni del tensioattivo proteico Foamin C®

conc. tens. [%]	n° serie	dens.			dren. medio 5 min.			dren. medio 10 min.			dren. medio 15 min.			dren. medio 180 min.		
		media	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV	medio	dev. st.	CoV
		γ [g/l]	σ_γ [g/l]	CoV_γ	D_5 [%]	σ_{D_5} [%]	CoV_{D_5}	D_{10} [%]	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	D_{15} [%]	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$	D_{180} [%]	$\sigma_{D_{180}}$ [%]	$CoV_{D_{180}}$
2	#55P	73	2,21	0,03	0,00	0,00	-	1,52	0,61	0,40	-	-	-	-	-	-
	#56P	71	1,89	0,03	-	-	-	-	-	-	11,88	1,46	0,12	-	-	-
3	#57P	54	3,27	0,06	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	67,55	1,08	0,02
4	#58P	50	2,01	0,04	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	67,98	1,97	0,03
5	#59P	35	0,88	0,00	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	0,00	0,00	-	64,92	5,05	0,08

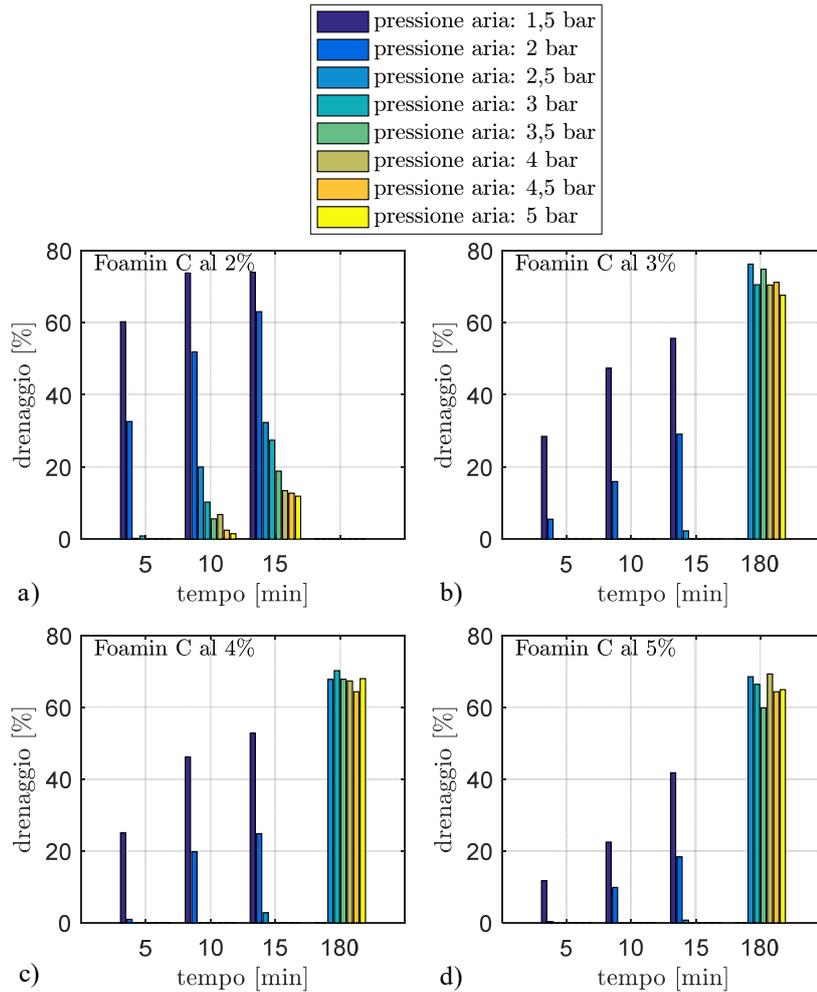


Figura 2.23 Istogrammi comparativi relativi agli effetti, sul drenaggio della schiuma a diversi tempi di attesa, della pressione dell'aria e della concentrazione del tensioattivo proteico Foamin C[®]: 2% a); 3% b); 4% c); 5% d)

In definitiva, alla luce delle sperimentazioni effettuate sulle schiume realizzate con il tensioattivo proteico Foamin C[®] al variare della sua concentrazione tra il 2% e il 5% e al variare della pressione dell'aria tra 1,5 bar e 5 bar, risulta evidente che le riduzioni della densità e del drenaggio a breve-medio termine delle schiume possono essere perseguiti in due diverse maniere: per fissata concentrazione di tensioattivo, mediante l'incremento della pressione dell'aria fino a 2,5 o, al massimo, 3 bar, cfr. Figura 2.25 a), mentre per fissata pressione dell'aria, mediante un incremento della concentrazione di tensioattivo fino al 3% o, al massimo, 4%, cfr. Figura 2.25 b). Oltrepastati questi valori le variazioni apportate sulle grandezze investigate in questa campagna sperimentale sono poco significative e trascurabili.

In particolare, il drenaggio a 5 minuti diviene nullo per tutte le concentrazioni di tensioattivo analizzate per valori di pressione dell'aria pari a 2,5 bar; già per 2 bar nel caso di concentrazioni di surfattante del 4% e del 5%, Figura 2.24 a). I drenaggi a 10 e a 15 minuti, invece, non sono mai nulli alla concentrazione di tensioattivo più bassa che, dunque, non è consigliabile adottare, mentre si annullano in corrispondenza di pressioni già dell'ordine di 2,5 – 3 bar per concentrazioni a partire dal 3%, Figura 2.24 b) e c). Infine, per quanto concerne la quantità di drenaggio a lungo termine, nè un aumento della concentrazione di Foamin C[®] nè un incremento della pressione dell'aria ne inducono riduzioni significative. A tempi così distanti dalla produzione, la riduzione del drenaggio può dunque essere ottenuta solo mediante modifiche sull'agente tensioattivo [21] o l'incremento della viscosità delle lamelle grazie ad opportuni additivi viscosizzanti [15].

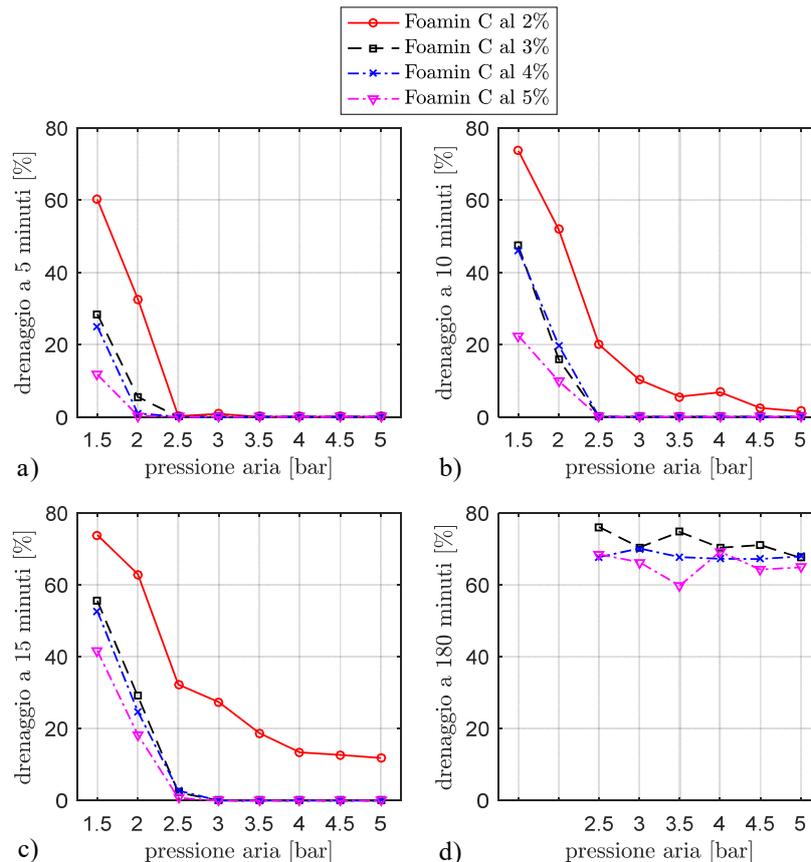


Figura 2.24 Grafici comparativi relativi agli effetti della pressione dell'aria e della concentrazione di tensioattivo proteico Foamin C[®] sul drenaggio delle schiume prodotte dopo: 5 minuti a); 10 minuti b); 15 minuti c); 180 minuti d)

Tutte le curve sperimentali ottenute mostrano un “gomito” ben definito in prossimità dei valori precedentemente specificati che può essere visto come discriminante tra schiume caratterizzate da buone qualità in termini di stabilità, assenza di drenaggio e ripetibilità, e schiume di qualità

scadente con scarsa ripetibilità. Proprio quest'ultima risulta essere una caratteristica fondamentale da cui non è possibile prescindere nella produzione di schiume per calcestruzzi cellulari: ragionando in grande scala, infatti, un cambiamento di densità della schiuma anche solamente di 30 – 50 g/l incide notevolmente sul mix design da adottare, poiché, venendosi a modificare nettamente il volume occupato da una stessa quantità di schiuma, si avranno modifiche sui dati di input per le relazioni che conducono alla scelta del corretto mix design per l'ottenimento della prefissata densità che dovrà possedere la miscela di calcestruzzo cellulare da realizzare.

Alla luce di queste evidenze sperimentali si può concludere che, ai fini dell'ottenimento di una schiuma di buone qualità e con caratteristiche facilmente replicabili è necessario impiegare una pressione dell'aria superiore ai 2 bar ed una concentrazione di tensioattivo tra il 3% e il 4%; per di più, incrementi della pressione dell'aria oltre i 3 – 3,5 bar e della concentrazione di tensioattivo oltre il 4% non comportano significative variazioni nelle caratteristiche della schiuma prodotta.

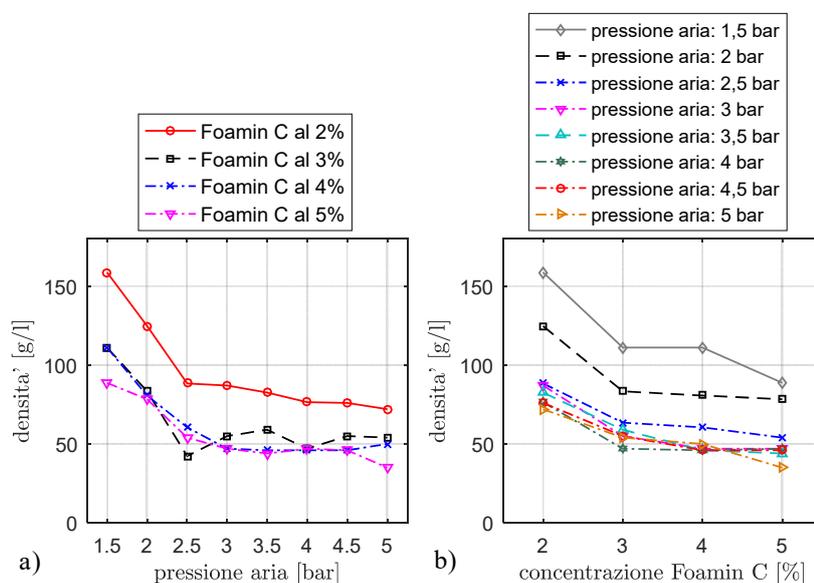


Figura 2.25 Grafici comparativi relativi agli effetti della pressione dell'aria e della concentrazione di tensioattivo proteico Foamin C[®] sulla densità delle schiume prodotte: per fissata concentrazione a); per fissata pressione b)

Infine, dal confronto tra i dati ottenuti in questa campagna sperimentale e quelli presenti in [19] relativi a sperimentazioni su schiume confezionate con tensioattivo proteico utilizzando un generatore professionale presente sul mercato realizzato dall'azienda Neopor si evince che, a pressioni dell'aria e concentrazioni di tensioattivo confrontabili, il generatore illustrato in Figura 2.19 a) permette di ottenere schiume caratterizzate da densità leggermente più basse, confermando così la buona fattura del sistema di produzione delle schiume.

L'indagine sperimentale sulle schiume prodotte con il tensioattivo sintetico SLS

In aggiunta alle indagini effettuate sulle schiume generate utilizzando il tensioattivo proteico Foamin C[®] sono state eseguite delle ulteriori indagini sperimentali con l'obiettivo di valutare la densità e i drenaggi a 5, 10 e 15 minuti di attesa di schiume confezionate utilizzando un tensioattivo sintetico, il Sodium Laureth Sulfate, più brevemente SLS, così da evidenziare eventuali differenze tra le peculiarità di schiume realizzate con tensioattivi di diversa natura.

L'indagine riguardante le schiume generate con l'SLS al variare della pressione dell'aria tra 2 e 5 bar è stata limitata alla sola concentrazione di tensioattivo pari al 4%, così da effettuare il confronto diretto con le schiume prodotte con la stessa concentrazione del proteico Foamin C[®] che, come mostrato in precedenza, sono risultate tra quelle di qualità migliore. I dati sperimentali ottenuti dalla campagna sperimentale sulle schiume prodotte con tensioattivo sintetico SLS sono riportati in Tabella 2.12. In questo caso le sperimentazioni sono state effettuate su 21 serie, contraddistinte nella sigla utilizzata in tabella dalla lettera S ad indicare la natura sintetica del tensioattivo impiegato. Anche in questo caso ognuna delle serie è costituita da tre diversi campioni ma, al fine di snellire le tabelle e facilitarne la lettura, i valori delle diverse grandezze riportate, ossia densità γ , drenaggio a 5 minuti D_5 , drenaggio a 10 minuti D_{10} e drenaggio a 15 minuti D_{15} rappresentano la media delle tre determinazioni sperimentali effettuate. Insieme alle medie, inoltre, nelle tabelle vengono riportate la deviazione standard e il coefficiente di variazione delle diverse grandezze valutate così da avere una migliore comprensione dei dati sperimentali ottenuti.

Dall'analisi della Figura 2.26, in cui è riportato il confronto tra gli andamenti del drenaggio a 5, 10 e 15 minuti al variare della pressione dell'aria, si può desumere che, così come avveniva per il proteico Foamin C[®], anche per le schiume generate con il tensioattivo sintetico SLS ad un incremento della pressione dell'aria corrisponde una riduzione della quantità di drenaggio per tutti i tempi di attesa indagati. In particolare, la riduzione del drenaggio risulta più significativa nella transizione da 2 a 2,5 bar, riducendosi progressivamente negli incrementi di pressione successivi: infatti, superati i 3 bar non si notano sostanziali differenze tra i drenaggi delle schiume generate, eccezion fatta per quelle realizzate con una pressione dell'aria pari a 4 bar, caratterizzate in assoluto dalle densità più basse.

La Figura 2.27 mostra, invece, le sostanziali differenze tra i drenaggi che caratterizzano le schiume prodotte con il tensioattivo sintetico SLS e quelli relativi alle schiume con tensioattivo proteico Foamin C[®] ad uguali concentrazioni e pressioni dell'aria. In tutti i casi analizzati il drenaggio della schiuma con SLS è significativamente superiore rispetto a quello della schiuma con Foamin C[®] che, come visto, alla concentrazione del 4% risultava essere sempre nullo eccezion fatta per le determinazioni alle pressioni più basse. Le schiume con SLS sono invece caratterizzate da valori elevati di drenaggio in tutte le condizioni analizzate, avvicinandosi al comportamento del proteico Foamin C[®] solo nel caso di valutazione a 5 minuti e pressione dell'aria pari a 4 bar.

Il confronto mette dunque in luce come le schiume generate con tensioattivo sintetico SLS siano caratterizzate da una tenuta al drenaggio drasticamente inferiore rispetto a quelle confezionate con tensioattivo proteico Foamin C[®]. Il motivo della maggiore tenuta nei riguardi del drenaggio delle schiume prodotte utilizzando quest'ultimo surfattante deve ricercarsi proprio nel maggior effetto stabilizzante dovuto alla presenza delle proteine.

Tabella 2.12 Densità e drenaggio a 5, 10 e 15 minuti per schiume generate con tensioattivo sintetico SLS pari al 4% e a diversi valori della pressione dell'aria

pressione aria [bar]	n° serie	dens.	dev. st.	CoV	dr. med.	dev.	CoV	dr. med.	dev. st.	CoV	dr. med.	dev. st.	CoV
		media	σ_γ [g/l]	CoV_γ	5 min.	st.	CoV_{D_5}	10 min.	$\sigma_{D_{10}}$ [%]	$CoV_{D_{10}}$	15 min.	$\sigma_{D_{15}}$ [%]	$CoV_{D_{15}}$
		γ [g/l]			D_5 [%]	σ_{D_5} [%]		D_{10} [%]			D_{15} [%]		
2	#1S	61	7,36	0,12	40,90	13,80	0,34	-	-	-	-	-	-
	#2S	64	5,94	0,09	-	-	-	67,85	7,71	0,11	-	-	-
	#3S	63	6,29	0,10	-	-	-	-	-	-	77,17	5,86	0,08
2,5	#4S	40	3,94	0,10	22,10	2,82	0,13	-	-	-	-	-	-
	#5S	43	2,83	0,06	-	-	-	52,36	0,90	0,02	-	-	-
	#6S	42	4,24	0,10	-	-	-	-	-	-	64,88	1,15	0,02
3	#7S	33	1,95	0,06	20,30	1,33	0,07	-	-	-	-	-	-
	#8S	34	2,64	0,08	-	-	-	47,82	1,69	0,03	-	-	-
	#9S	32	2,52	0,08	-	-	-	-	-	-	61,41	2,13	0,03
3,5	#10S	34	2,83	0,08	14,33	4,27	0,30	-	-	-	-	-	-
	#11S	32	3,39	0,10	-	-	-	46,39	1,89	0,04	-	-	-
	#12S	33	3,53	0,10	-	-	-	-	-	-	60,74	1,78	0,03
4	#13S	31	4,34	0,14	2,72	3,26	1,20	-	-	-	-	-	-
	#14S	32	1,98	0,06	-	-	-	39,83	4,28	0,11	-	-	-
	#15S	30	3,46	0,11	-	-	-	-	-	-	56,50	3,03	0,05
4,5	#16S	34	2,41	0,07	18,34	2,18	0,12	-	-	-	-	-	-
	#17S	33	3,25	0,10	-	-	-	47,69	2,03	0,04	-	-	-
	#18S	34	3,39	0,10	-	-	-	-	-	-	63,52	2,71	0,04
5	#19S	32	4,66	0,14	11,32	6,59	0,58	-	-	-	-	-	-
	#20S	33	3,39	0,10	-	-	-	45,06	8,69	0,19	-	-	-
	#21S	32	2,82	0,09	-	-	-	-	-	-	56,27	8,10	0,14

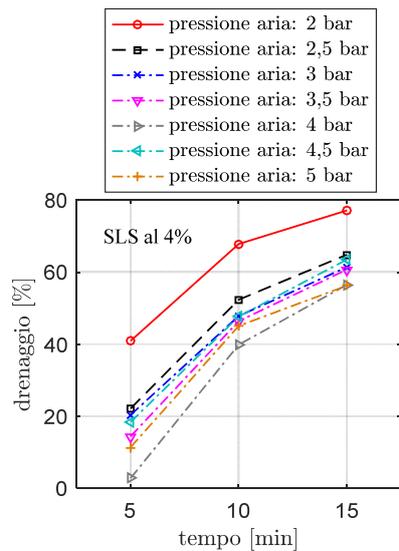


Figura 2.26 Confronto tra gli andamenti del drenaggio, per diversi tempi di attesa, delle schiume generate con tensioattivo sintetico SLS ad una concentrazione pari al 4% per differenti pressioni dell'aria

Infine, per quel che riguarda l'andamento della densità della schiuma prodotta con il tensioattivo sintetico SLS ad una concentrazione del 4% al variare della pressione dell'aria tra 2 e 5 bar, le determinazioni sperimentali hanno evidenziato come questa decresca all'incrementarsi della pressione dell'aria fino a 3 bar, mantenendosi approssimativamente costante per ulteriori incrementi della pressione stessa. Questo comportamento è mostrato in Figura 2.28, dalla quale è inoltre possibile notare che la densità della schiuma prodotta con SLS è considerevolmente inferiore a quella della schiuma prodotta con la stessa concentrazione di Foamin C[®], a parità di pressione dell'aria.

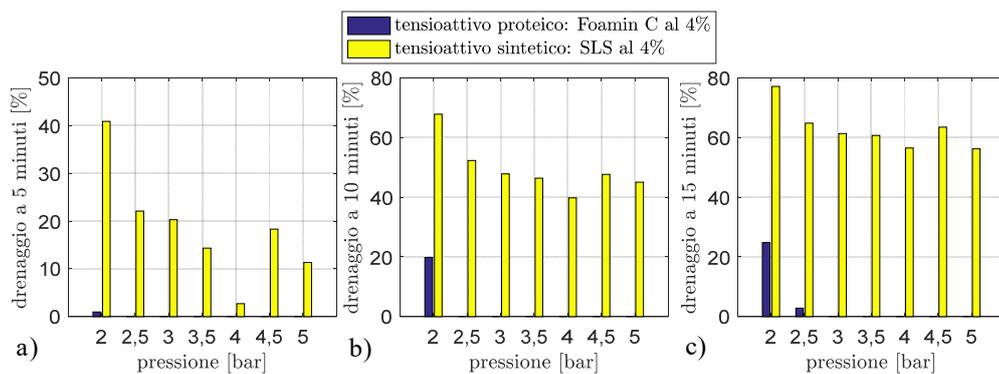


Figura 2.27 Confronto tra i drenaggi a 5 minuti a), 10 minuti b) e 15 minuti c) delle schiume prodotte con tensioattivi di diversa natura (il proteico Foamin C[®] e il sintetico SLS, entrambi ad una concentrazione del 4%) per diversi valori di pressione dell'aria

Questo interessante risultato conduce alla seguente conclusione: il tensioattivo sintetico SLS possiede maggiori proprietà spumeggianti del tensioattivo proteico Foamin C[®]; in altre parole, a parità di quantità di tensioattivo impiegato, per qualunque valore di pressione dell'aria, il sintetico SLS è in grado di generare più schiuma del proteico Foamin C[®].

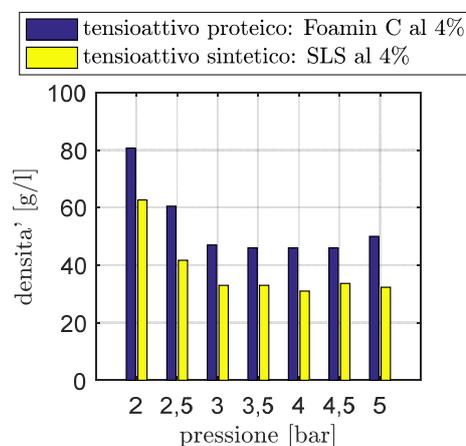


Figura 2.28 Confronto tra la densità delle schiume prodotte con tensioattivi di diversa natura (il proteico Foamin C[®] e il sintetico SLS, entrambi ad una concentrazione del 4%) per diversi valori di pressione dell'aria

2.6 Considerazioni conclusive al Capitolo 2

La lettura del presente capitolo ha permesso di comprendere, oltre la struttura e le caratteristiche, anche le dinamiche che caratterizzano la stabilità del complesso “sistema” schiuma. I concetti qui illustrati verranno ripresi e focalizzati nell'ancor più complesso sistema che si viene a realizzare allorquando la “semplice” schiuma viene miscelata ad una pasta cementizia così da dar luogo al cosiddetto calcestruzzo cellulare o, denominazione più conveniente come verrà spiegato nel Capitolo 3, calcestruzzo schiumato, di cui la schiuma rappresenta per l'appunto il costituente peculiare.

L'ampia campagna sperimentale descritta nella seconda parte di questo capitolo, immediatamente successiva alla descrizione del generatore di schiuma appositamente realizzato per la produzione delle schiume utilizzate nel presente lavoro di ricerca, ha messo in luce le caratteristiche delle schiume prodotte, anche al variare della natura del tensioattivo. In particolare, la definizione degli andamenti della densità e della stabilità, quest'ultima in termini di tenuta al drenaggio a diversi tempi di attesa dalla generazione della schiuma stessa, per diverse concentrazioni di tensioattivo e pressioni dell'aria, ha permesso di identificare i valori di queste ultime due variabili da utilizzare per la generazione di schiume con caratteristiche tali da poter essere proficuamente impiegate nel confezionamento dei calcestruzzi schiumati, ossia ottima tenuta al drenaggio e densità compresa tra 70 e 90 g/l. Alla luce dei risultati ottenuti, si evince dunque che, per la generazione delle schiume da utilizzarsi nel prosieguo della presente attività di ricerca, dovranno essere scartate tutte le combinazioni che vedono l'utilizzo di pressioni dell'aria pari o inferiori a 2 bar e concentrazioni di tensioattivo inferiori al 3%.

Infine, le indagini riguardanti gli effetti della natura del tensioattivo impiegato, proteico o sintetico, sulla qualità delle schiume generate, hanno messo in evidenza come, ai fini dell'impiego nel campo dei calcestruzzi, siano decisamente più convenienti quelle confezionate utilizzando la prima tipologia di surfattante, essendo le schiume ottenute con il tensioattivo sintetico caratterizzate da notevoli quantità di drenaggio per tutte le condizioni investigate e, quindi, più facilmente suscettibili di fenomeni di instabilità se miscelati alla pasta cementizia.

3 I CALCESTRUZZI SCHIUMATI CLASSICI

3.1 Introduzione

I calcestruzzi schiumati appartengono all'ampia categoria dei calcestruzzi leggeri, ossia quei conglomerati cementizi caratterizzati da una massa volumica (o densità) compresa tra 200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 e, dunque, inferiore rispetto ai $2200 \text{ kg/m}^3 \div 2500 \text{ kg/m}^3$ che contraddistinguono i valori assunti da tale parametro nell'ambito dei calcestruzzi tradizionali.

L'utilizzo di materiali leggeri nel settore civile-edile ha origini antiche: si pensi alle costruzioni in tufo realizzate nell'area di Napoli sin dai primi insediamenti antropici di epoca greca; materiali leggeri che l'uomo, nel corso del tempo, ha poi iniziato a riprodurre artificialmente.

L'elevata variabilità del peso specifico fa sì che i calcestruzzi leggeri siano contrassegnati da aspetto, prestazioni e impieghi estremamente diversificati, come apparirà chiaro dalla lettura del presente capitolo in cui, anzitutto, verranno presentate le diverse tipologie di calcestruzzo leggero, ognuna delle quali identificata in base alla maniera in cui viene perseguito l'obiettivo della riduzione di densità.

Particolare attenzione sarà evidentemente prestata alla discussione delle caratteristiche fisiche e meccaniche della specifica classe dei calcestruzzi cellulari, argomento su cui è focalizzata la presente attività di ricerca. La lettura del capitolo chiarirà la scelta di utilizzare la denominazione di calcestruzzi schiumati, traduzione letterale del termine inglese "foamed concrete", piuttosto che quella di calcestruzzi cellulari, tradizionalmente in voga nella letteratura scientifica italiana. L'ulteriore aggiunta dell'aggettivo "classico" è dettata dalla volontà di voler distinguere questi conglomerati cementizi alleggeriti da quelli innovativi sviluppati nella presente attività di ricerca; questi ultimi, introdotti a partire dal capitolo successivo, verranno qualificati con l'appellativo "estrudibili".

La parte conclusiva del capitolo sarà dedicata alle indagini sperimentali eseguite su questi calcestruzzi schiumati classici o, più brevemente CSC, confezionati impiegando le schiume presentate nel Capitolo 2. Queste attività di ricerca hanno permesso di mettere in luce diversi aspetti relativi alle caratteristiche fisiche e meccaniche di campioni di CSC non ancora evidenziati nella letteratura specifica di settore.

3.2 Panoramica sui calcestruzzi leggeri

Come suggerisce già la denominazione, la peculiarità fondamentale che contraddistingue questa tipologia di materiali cementizi risulta essere la leggerezza, caratteristica che li rende particolarmente idonei, fra le altre cose, alla preparazione di elementi prefabbricati.

Proprio l'espedito impiegato per il perseguimento di masse volumiche inferiori rispetto a quelle che caratterizzano i tradizionali conglomerati cementizi consente di distinguere l'ampia categoria dei calcestruzzi leggeri nelle seguenti classi più circoscritte [22]:

- calcestruzzi di aggregati leggeri naturali;
- calcestruzzi di aggregati leggeri artificiali;
- calcestruzzi leggeri alveolari, noti anche con il termine inglese no-fines concrete;
- calcestruzzi leggeri organici;
- calcestruzzi leggeri cellulari, ulteriormente scindibili in:
 - calcestruzzi aerati;
 - calcestruzzi schiumati;
 - calcestruzzi gassosi.

Un'ulteriore possibile classificazione dei calcestruzzi leggeri, relativa a quelli ottenuti con l'impiego di aggregati leggeri, ma utile a dare delle indicazioni di carattere generale, è quella presente nella norma UNI 7548, che li suddivide in tre diverse categorie in base alle prestazioni ed agli impieghi [23]:

- calcestruzzi leggeri non strutturali di tipo LC_1 , caratterizzati da una massa volumica media minore di 1200 kg/m^3 , oppure da una resistenza caratteristica R_{ck} inferiore a 15 MPa;
- calcestruzzi leggeri strutturali di tipo LC_2 , aventi una massa volumica media compresa tra 1200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 e una resistenza caratteristica a compressione compresa tra 15 MPa e 25 MPa;
- calcestruzzi leggeri strutturali di tipo LC_3 , aventi una massa volumica media compresa tra 1200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 e una resistenza caratteristica a compressione uguale o maggiore a 25 MPa.

I calcestruzzi leggeri strutturali di tipo LC_2 e LC_3 devono essere individuati da due numeri, il primo indicante la loro resistenza caratteristica a compressione R_{ck} in MPa ed il secondo indicante il valor medio della massa volumica arrotondato ai 50 kg/m^3 superiori ed espresso in $\text{kg/m}^3 \times 10^{-3}$. Ad esempio, per indicare un calcestruzzo leggero strutturale con resistenza caratteristica a compressione di 30 MPa e massa volumica media di 1770 kg/m^3 si dovrà scrivere: LC_2 30/1,80.

3.2.1 Calcestruzzi di aggregati leggeri

Generalità sugli aggregati leggeri

Nella produzione dei calcestruzzi leggeri ottenuti tramite l'impiego di aggregati leggeri, come visto, si distinguono quelli con aggregati di origine naturale da quelli di origine artificiale.

Nella prima categoria rientrano la silice fossile, la pomice e la pozzolana.

La silice fossile, detta anche diatomite, è un minerale ricco di pori sia internamente che sulla superficie, di origine sedimentaria, formatosi con i residui silicei microscopici di organismi fossili.

Il suo peso specifico apparente è variabile tra 120 kg/m^3 e 550 kg/m^3 a seconda del giacimento d'origine. È caratterizzato da una porosità a celle aperte per cui la percentuale in peso di assorbimento d'acqua è molto elevata, dell'ordine del 75%.

La pomice è un materiale feldspatico, ricco di silice ed alcali e con piccole percentuali di calcio e magnesio. Geologicamente parlando, si tratta di un prodotto della deiezione vulcanica in cui è avvenuto l'aumento di volume per le forti pressioni dei gas occlusi, a temperatura elevata, ed il ritiro per rapido raffreddamento. Il peso specifico apparente varia tra 700 kg/m^3 e 800 kg/m^3 mentre la percentuale in peso di assorbimento d'acqua tra il 30% e il 40%.

La pozzolana è una scoria vulcanica, molto simile alla pomice dal punto di vista chimico. Rispetto la pomice è caratterizzata da cavità interne di forma più irregolare, ottenute per l'azione dei gas occlusi sotto l'effetto di una pressione minore. Possiede una struttura amorfa costituita principalmente da silice ed è molto usata in materiali a base cementizia perchè se finemente macinata e miscelata con la calce, a contatto con l'acqua si comporta come un ottimo legante idraulico con prestazioni superiori per resistenza meccanica e durabilità rispetto a quelle relative alla sola calce. Questo comportamento, dovuto alle reazioni della pozzolana con la calce e l'acqua di impasto è denominato attività pozzolanica ed è riscontrabile in diversi sottoprodotti industriali, come microsilice e ceneri volanti, sostanze che, pertanto, vengono identificate come materiali ad attività pozzolanica. La sola pozzolana a contatto con l'acqua, ossia in assenza di calce, non subisce indurimento, motivo per cui essa non è un legante idraulico [24], [25].

Nella classe degli aggregati artificiali si annoverano gli scisti e le argille espanse, la perlite e la vermiculite espanse e le palline di polistirolo espanso; in realtà esistono anche altre tipologie di aggregati leggeri artificiali che, però, sono di scarso utilizzo in Europa [22].

Gli scisti e le argille sono minerali risultanti dalla decomposizione delle rocce ignee; la loro espansione si effettua per cottura, in forni rotanti o su griglie mobili, a temperature comprese tra i $1100 \text{ }^\circ\text{C}$ ed i $1200 \text{ }^\circ\text{C}$. Il peso specifico apparente varia tra 1100 kg/m^3 e 1200 kg/m^3 e la percentuale di assorbimento tra il 20% e il 30%, inferiore rispetto quella che caratterizza i calcestruzzi leggeri da aggregati naturali ma, comunque, a causa della più elevata porosità, ben superiore rispetto quella dei calcestruzzi tradizionali che si attesta nell'ordine di pochi punti percentuali.

La perlite e la vermiculite espanse vengono ottenute per trattamento a $900^\circ\text{C} \div 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ della perlite, una roccia di origine vulcanica e della vermiculite, una mica alterata che, durante il trattamento, perdono acqua e subiscono l'espansione. I pesi specifici apparenti che caratterizzano questi aggregati leggeri sono rispettivamente 150 kg/m^3 e 160 kg/m^3 mentre le percentuali di assorbimento d'acqua, molto elevate, risultano pari al 150% e al 130% rispettivamente. D'altro canto, però, posseggono una resistenza meccanica molto bassa, ragion per cui non vengono utilizzate per il confezionamento di calcestruzzi leggeri con finalità strutturali.

Visto l'elevato grado di assorbimento che caratterizza tutti gli aggregati leggeri sinora presentati si evince che, qualora essi vengano aggiunti asciutti all'impasto, sia molto probabile la sopraggiunta, durante le operazioni di betonaggio e getto, di problematiche legate a perdita di lavorabilità; da ciò risulta una maggiore difficoltà, rispetto al caso dei calcestruzzi tradizionali, nella corretta scelta del valore effettivo del rapporto acqua/cemento dell'impasto.

Le palline di polistirolo espanso, infine, hanno visto notevolmente incrementarsi il loro utilizzo come aggregato leggero per la produzione di calcestruzzi dalla bassa densità; posseggono diametri compresi tra 2 e 8 mm e, al contrario dei precedenti, non presentano assorbimento, caratteristica strettamente connessa alla loro ridotta bagnabilità che, se da un lato esclude la presenza delle problematiche in fase di miscelazione e di getto che caratterizzano le altre tipologie di aggregati leggeri prima presentate, d'altro canto aprono la strada a difficoltà di omogeneizzazione della miscela cementizia alleggerita. In definitiva, anche per via dell'accentuato problema della segregazione con separazione dei vari componenti del calcestruzzo, date le significativamente diverse densità dei materiali da miscelare, le fasi di betonaggio, trasporto e getto sono ancor più delicate che nei calcestruzzi tradizionali. In particolare, occorre sempre effettuare un leggero betonaggio prima del getto ed eseguire quest'ultimo a strati orizzontali di piccolo spessore non adoperando il vibratore che potrebbe causare un arricchimento della porzione di aggregato più grosso nelle parti alte dei manufatti. Infine, vista la maggior fragilità dell'aggregato leggero, bisogna ridurre al minimo il tempo di betonaggio, in modo da evitare che i numerosi urti fra i grani stessi e fra i grani e le pale rotanti generino una percentuale di fino maggiore di quella immessa nella betoniera.

La lavorabilità del calcestruzzo leggero può essere misurata con i metodi impiegati per il calcestruzzo ordinario; rispetto questi ultimi le differenze sostanziali sono da accordarsi al modo in cui molti aggregati leggeri assorbono acqua; la maggior parte di essi, come già precisato, assorbe rilevanti quantità d'acqua nel giro di poche ore per cui, poiché in genere l'aggregato non si trova nella condizione di essere saturo d'acqua al momento dell'impasto, esso tenderà a sottrarre acqua all'impasto stesso, che perderà lavorabilità più rapidamente di un calcestruzzo ordinario.

Per quel che concerne le caratteristiche meccaniche, mentre gli aggregati utilizzati per il confezionamento di calcestruzzi tradizionali sono caratterizzati da resistenze a rottura variabili tra 100 MPa e 300 MPa e moduli di elasticità compresi tra 30000 MPa e 70000 MPa, in quelli leggeri questi attributi sono fortemente legati al grado di porosità dell'aggregato stesso: con porosità intorno al 50%, la loro resistenza a rottura è compresa tra 10 MPa e 30 MPa, mentre il modulo di elasticità intorno a 10000 MPa; ciò è dovuto, evidentemente, all'elevata porosità che dà luogo ad una più drastica riduzione della densità del materiale cementizio e, conseguentemente, delle sue proprietà meccaniche. Per bassi valori della porosità, invece, gli aggregati leggeri presentano caratteristiche meccaniche prossime a quelle degli aggregati normali. Se si pensa che il legante idraulico solitamente è caratterizzato da valori di resistenza e modulo di elasticità compresi rispettivamente tra 20 MPa e 100 MPa e 20000 MPa e 80000 MPa, in funzione del tipo di cemento, del tipo di aggregato, della presenza di additivi, delle eventuali aggiunte minerali e del rapporto a/c, si intuisce come la modalità di rottura tra calcestruzzi tradizionali e leggeri possa essere sostanzialmente diversa. Nel calcestruzzo ordinario l'aggregato grosso possiede modulo elastico e resistenza maggiori rispetto a quelli della malta di cemento; la rottura avviene perciò in corrispondenza di quest'ultima e la resistenza del calcestruzzo è funzione di quella della malta e, quindi, del dosaggio di cemento e del rapporto a/c. Per il calcestruzzo leggero la situazione può essere diversa perché, a seconda del tipo di aggregato leggero e del rapporto a/c, la resistenza dell'aggregato può risultare maggiore o minore di quella della malta. Qualora la resistenza dell'aggregato fosse minore di quella della malta, oppositamente al caso dei calcestruzzi

tradizionali, sarà l'aggregato a rompersi e a causare il cedimento del calcestruzzo. Inoltre, nei calcestruzzi normali si ha una concentrazione delle tensioni negli aggregati grossi, mentre in quelli leggeri si ha una concentrazione delle tensioni nella malta cementizia, essendo rispettivamente nei due tipi di calcestruzzo gli elementi a più alto modulo di elasticità [22].

Caratteristiche meccaniche: resistenza a compressione, a trazione e modulo di elasticità

La resistenza a compressione dei calcestruzzi di aggregati leggeri dipende da diversi fattori: densità, composizione, caratteristiche meccaniche dell'aggregato adoperato. In particolare:

- quelli confezionati utilizzando perlite o vermiculite espansi, ad una massa volumica relativamente bassa, inferiore a 800 kg/m^3 , presentano resistenze a compressione inferiori a 7 MPa;
- quelli realizzati con pomice o scorie possiedono resistenze a compressione leggermente superiori, comprese tra 7 MPa e 15 MPa, per via della maggiore densità, solitamente rientrante tra 800 kg/m^3 e 1200 kg/m^3 ;
- quelli con argille o scisti o scorie espansi sono caratterizzati da resistenze a compressione comprese tra 15 MPa e 60 MPa, con massa volumica variabile tra 1200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 .

In base alla classificazione della “Guide for Structural Lightweight Aggregate Concrete” [26] simile a quella precedentemente riportata relativa alla norma UNI 7548, i primi rientrano nei cosiddetti conglomerati di bassa densità, i secondi nei conglomerati di moderata resistenza e gli ultimi nei conglomerati strutturali.

Inoltre, la resistenza a compressione di questi materiali cresce all'incirca linearmente con l'incrementarsi della massa volumica.

Per ciò che concerne l'influenza della composizione, poichè gli sforzi vengono trasferiti attraverso gli strati di malta e non attraverso gli aggregati come nel caso dei tradizionali, nei calcestruzzi leggeri si registra un aumento costante della resistenza a compressione al crescere del dosaggio di cemento: per tali ragioni quest'ultimo è maggiore nei calcestruzzi leggeri rispetto ai tradizionali, anche a parità di resistenza.

Inoltre, le evidenze sperimentali hanno mostrato che, mantenendo invariate tutte le altre caratteristiche, si registra un incremento della resistenza a compressione al diminuire del diametro massimo degli aggregati leggeri per via di una migliore distribuzione delle forze negli strati intermedi di malta [22].

Così come la resistenza a compressione, anche quella a trazione è fortemente influenzata dalla massa volumica e dalla composizione; rispetto a quella a compressione, però, la resistenza a trazione è influenzata in modo significativo anche dall'ambiente di maturazione. Questa incidenza risulta inoltre certamente maggiore nel caso dei calcestruzzi di aggregati leggeri rispetto a quelli tradizionali. Infatti, nel caso di stagionatura in ambiente umido, le resistenze a trazione di calcestruzzi alleggeriti e di calcestruzzi ordinari di pari resistenza a compressione, sono approssimativamente confrontabili; viceversa, se il confronto viene fatto nel caso di maturazione in ambiente secco, i valori della resistenza a trazione dei calcestruzzi alleggeriti risultano decisamente più bassi di quelli relativi ai tradizionali a parità di resistenza a compressione. In quest'ultima condizione di maturazione si riescono ad ottenere resistenza a trazione leggermente

migliorate sostituendo la parte di fino leggero con sabbia. L'importante influenza delle condizioni di stagionatura si spiega con l'aumento del ritiro differenziato tra le parti esterne e le parti interne dei campioni per perdita di umidità, con la conseguente generazione di tensioni di trazione sulle parti esterne [22].

Il modulo elastico dei calcestruzzi di aggregati leggeri cresce al crescere della resistenza a compressione, in modo analogo al calcestruzzo ordinario. Tuttavia, a parità di resistenza a compressione, il modulo elastico relativo ai calcestruzzi leggeri raggiunge valori che si attestano tra il 50% e il 75% di quello dei calcestruzzi tradizionali per via del minor peso specifico dei primi. Inoltre, così come avviene per la resistenza a trazione, anche nel caso del modulo elastico risulta possibile ottenere valori leggermente più elevati mediante la sostituzione di sabbia al fino leggero.

Infine, da sperimentazioni effettuate sulla deformazione dei calcestruzzi leggeri in direzione perpendicolare a quella della forza applicata è risultato che il coefficiente di Poisson varia tra 0,17 e 0,23 così come per i calcestruzzi tradizionali [22].

Proprietà fisiche: viscosità, ritiro, isolamento termico, resistenza al fuoco

La viscosità, rappresentata dalla deformazione del conglomerato nel tempo a carico costante, aumenta al crescere del dosaggio di cemento nel mix design. La deformazione viscosa raggiunge il valore finale tra i 2 e i 5 anni; il valore finale di viscosità dipende, così come per i calcestruzzi ordinari, dall'età di messa in carico del conglomerato e dalla resistenza: è tanto più basso quanto più tardi la struttura è messa in carico e tanto più elevato quanto maggiore è la resistenza raggiunta.

A parità di dosaggio di cemento, il creep dei calcestruzzi di aggregati leggeri è paragonabile a quello dei calcestruzzi tradizionali e, come nel caso di quest'ultimi, può essere ridotto dal 25% al 40% impiegando una maturazione a vapore.

Il ritiro, ossia la diminuzione di volume che il conglomerato subisce nel tempo durante le fasi di presa ed indurimento, dipende dalla qualità e dalla quantità della pasta di cemento e dalla rigidità dell'aggregato leggero utilizzato: quest'ultimo, infatti, si oppone alla variazione di volume della pasta di cemento. In particolare i conglomerati leggeri confezionati con aggregati di scarsa resistenza e rigidità, che richiedono un elevato tenore di cemento al fine di ottenere una discreta resistenza, presentano valori di ritiro elevati; al contrario, quelli confezionati con aggregati di alta resistenza, che non richiedono un elevato tenore di cemento per il perseguimento di buone caratteristiche meccaniche, presentano un ritiro dello stesso ordine di grandezza del conglomerato cementizio ordinario.

Le proprietà di isolamento termico sono fortemente influenzate dal peso specifico e dalla percentuale di umidità del conglomerato cementizio di aggregati leggeri e dalle caratteristiche termoisolanti di questi ultimi. In particolare, la capacità isolante del calcestruzzo leggero aumenta al diminuire del peso specifico: il valore del coefficiente di conduttività termica λ varia in maniera approssimativamente lineare tra $0,1 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ in corrispondenza di densità pari a circa 500 kg/m^3 e $0,35 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ in corrispondenza di densità dell'ordine di 1300 kg/m^3 . Oltre al volume di aria, sulla capacità isolante del calcestruzzo leggero, incide in maniera significativa il modo in cui i vuoti sono distribuiti nell'aggregato: a parità di massa volumica, ai fini di un miglior isolamento termico sono da preferirsi pori piccoli, chiusi ed uniformemente distribuiti. In ciò va ricercata la ragione per cui, a parità di densità, i calcestruzzi di aggregati leggeri confezionati con scorie d'altoforno

sono contraddistinti da valori di conduttività termica inferiori rispetto a quelli realizzati con gli altri tipi di aggregato leggero, cfr. Figura 3.1 a).

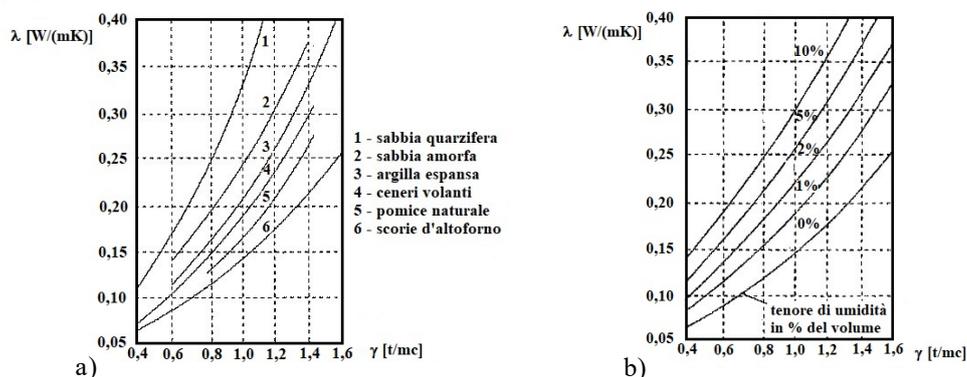


Figura 3.1 Conduttività termica dei calcestruzzi di aggregati leggeri al variare della tipologia di aggregato leggero a) e del contenuto di umidità b)

Come accennato, le proprietà di isolamento termico, a parità di massa specifica, sono fortemente influenzate anche dal contenuto di umidità del calcestruzzo leggero: al crescere del tenore di umidità il coefficiente di conducibilità termica si incrementa sensibilmente, Figura 3.1 b). Ciò è dovuto al fatto che l'acqua è caratterizzata da un coefficiente di conduttività termica all'incirca venticinque volte più grande rispetto a quello dell'aria; occorre dunque prestare notevole cura nell'evitare l'aumento della percentuale di umidità contenuta nel calcestruzzo; la presenza dell'umidità potrebbe essere dovuta a diversi fattori, quali l'assorbimento per capillarità, la penetrazione della pioggia, la condensa [22].

Il valore della conduttività termica viene solitamente determinato su calcestruzzi essiccati in stufa a 110 °C così da avere la migliore attendibilità nelle misure; il valore determinato con un tenore d'acqua del 5% in volume è, però, più rappresentativo delle condizioni normali di un calcestruzzo conservato in aria.

Infine, per quanto concerne la resistenza al fuoco, è noto come essa sia strettamente connessa alla conduttività termica e alla resistenza al calore del materiale; è dunque evidente come la ridotta conduttività termica del calcestruzzo leggero rispetto a quello ordinario renda il primo certamente più resistente al fuoco: infatti lo spessore di una parete realizzata con calcestruzzi di aggregati leggeri, necessario per raggiungere una certa resistenza al fuoco, è inferiore circa del 20% rispetto a quello della parete realizzata con calcestruzzi ordinari. Inoltre i calcestruzzi di aggregati leggeri alle alte temperature conservano una resistenza maggiore di quelli normali: si pensi che a 650°C i primi conservano circa l'85% della loro resistenza iniziale, mentre i secondi solo il 75% circa.

3.2.2 Calcestruzzi alveolari

I calcestruzzi alveolari, in breve CA, si ottengono alleggerendo il peso della miscela cementizia mediante l'eliminazione della parte fine dell'aggregato, le cui dimensioni limite risultano essere pari a 5 mm e a 30 mm. Questa tipologia di calcestruzzi leggeri è costituita dunque

da aggregato grosso e pasta legante in proporzioni tali da ottenere una frazione elevata di vuoti grossolani.

Le proprietà meccaniche del calcestruzzo alveolare sono fortemente influenzate dalla massa volumica, variabile solitamente tra 1600 kg/m^3 e 1900 kg/m^3 , e dal rapporto a/c, generalmente compreso tra 0,38 e 0,52. bisogna fare molta attenzione alla quantità di acqua impiegata poiché una dose eccessiva potrebbe produrre un percolamento della pasta, mentre una dose troppo ridotta potrebbe impedire che le particelle di aggregato vengano ricoperte di pasta legante.

I calcestruzzi alveolari sono ancor più affetti dalla problematica della segregazione rispetto ai calcestruzzi di aggregati leggeri, per cui anche in questi casi occorrerà assicurarsi di effettuare dei getti orizzontali di piccolo spessore e di evitare l'impiego di vibratori.

Il ritiro da essiccamento del CA è circa la metà rispetto a quello di un calcestruzzo convenzionale e la velocità del ritiro è molto maggiore per via del facile essiccamento di questo tipo di conglomerato.

La conduttività termica risulta essere caratterizzata da valori intermedi tra quelli dei calcestruzzi leggeri isolanti, ossia caratterizzati da ancor più basse densità e quelli dei calcestruzzi ordinari.

Mentre in Italia, a causa delle resistenze modeste, dell'elevata permeabilità e della necessità di un maggior tempo di attesa prima di poter procedere al disarmo dei getti, l'uso di questo materiale cementizio alleggerito è limitato alla realizzazione di strati drenanti e, meno di frequente, dei magroni, in altri Paesi europei il CA viene impiegato anche con scopi strutturali. La scelta di un impiego a vasta scala di questa tipologia di calcestruzzi si spiega con il notevole risparmio di aggregato che permettono di conseguire, di fondamentale importanza nell'ottica di un minor e certamente più ottimale sfruttamento delle risorse naturali [22].

3.2.3 Calcestruzzi organici

Per calcestruzzi organici si intendono quei conglomerati cementizi alleggeriti ottenuti utilizzando, al posto degli aggregati minerali, inerti organici, fibre e truciolo di legno, mineralizzati per impedirne la putrescibilità e favorirne l'adesione al cemento. Solitamente vengono impiegati legnami a tessitura compatta e facilmente mineralizzabili come pino, abete e betulla, mentre non risultano idonei quercia, olmo e larice per l'elevato contenuto di tannino che interferisce sulle reazioni di idratazione dei costituenti mineralogici del cemento [22].

I prodotti legnosi maggiormente impiegati sono la fibra di legno ed il truciolo che, dopo il trattamento di mineralizzazione, vengono miscelati con pasta di cemento e, successivamente, costipati e pressati nelle apposite forme; le lastre che così si ottengono trovano impiego come pannelli isolanti per soffitti, per pareti perimetrali e come casseforme a perdere per calcestruzzi tradizionali, così da costituire un involucro isolante. Questi materiali cementizi trattengono grandi quantità d'acqua e sono caratterizzati da un notevole ritiro, motivo per cui occorre assicurare al manufatto un buon essiccamento prima della sua posa in opera.

3.2.4 Calcestruzzi cellulari

I materiali cellulari sono generalmente definiti come materiali bifasici, in cui una fase solida coesiste con una fase gassosa. Il termine cellulare indica aggregati di celle adiacenti, che hanno spigoli ed, eventualmente, facce in comune, assemblate in maniera tale da riempire uno spazio tridimensionale. In natura esistono diversi esempi di materiali cellulari, basti pensare al sughero, alle spugne, al tufo, ai coralli, agli alveari, alle ossa. La struttura cellulare fa sì che tutti questi materiali siano caratterizzati da proprietà significative quali la leggerezza, l'isolamento termico, l'assorbimento acustico, il galleggiamento, l'assorbimento di energia ad impatto.

In particolare, si indica con l'appellativo di calcestruzzo cellulare quella miscela di leganti idraulici, sabbia fine ed eventualmente additivi ed altre aggiunte minerali in cui, per azione meccanica o chimica, si ingloba una notevole percentuale di cellule approssimativamente sferiche, quanto più possibile di uguali dimensioni e uniformemente ripartite nella massa, indeformabili durante le varie operazioni di miscelazione e posa in opera, che vengono trattenute nell'impasto anche dopo l'indurimento del legante, dando così all'impasto stesso una struttura cellulare. Oltre alle caratteristiche comuni a tutti i sistemi cellulari precedentemente presentate, i calcestruzzi cellulari si contraddistinguono anche per la discreta resistenza alle sollecitazioni che, ovviamente, dipende fortemente dalla massa volumica del manufatto, la maneggiabilità, la resistenza al fuoco, la facilità di messa in opera e la possibilità di lavorare i blocchi con gli stessi attrezzi manuali utilizzati per il legno.

Per quel che riguarda la composizione, le regole da rispettare per il confezionamento dei calcestruzzi cellulari sono ben più rigide rispetto a quelle dei calcestruzzi ordinari: parametri che generalmente non hanno un peso specifico primario nel mix design, come il tipo di legante idraulico, la finezza, il tempo di presa, ecc., risultano di fondamentale importanza per il buon confezionamento dei calcestruzzi cellulari, influenzando sul meccanismo creativo delle cellule. Anche la scelta dell'aggregato è sostanzialmente diversa rispetto al calcestruzzo tradizionale: si è visto sperimentalmente che per ottenere migliori caratteristiche meccaniche, nei cellulari è necessario impiegare granulometrie composte soltanto dalla parte fina, cioè con diametro massimo minore di 3 mm e percentuale di passante al setaccio da 1 mm maggiore del 6%, per via della migliore distribuzione dei vuoti e, quindi, delle linee di forza [22]. Per quel che riguarda la percentuale di acqua d'impasto, questa solitamente è più alta rispetto al caso dei calcestruzzi tradizionali, con rapporti a/c che variano tra 0,6 e 2; questo dà luogo ad un maggior ritiro del manufatto in calcestruzzo cellulare che può essere significativamente ridotto mediante la maturazione in autoclave.

Come già accennato nel Paragrafo 3.2, i calcestruzzi cellulari possono essere ulteriormente suddivisi in tre categorie:

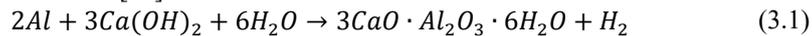
- calcestruzzi gassosi;
- calcestruzzi aerati;
- calcestruzzi schiumati;

che si differenziano per il modo in cui viene generato il sistema di vuoti che, inglobato all'interno della matrice cementizia, dà luogo all'abbattimento più o meno cospicuo della massa volumica. Presentati, nella parte introduttiva del presente sottoparagrafo, le peculiarità comuni a tutte le tipologie di calcestruzzi cellulari, si riportano nel seguito gli elementi che contraddistinguono le

prime due sottoclassi sopra riportate, approfondendo quelli schiumati, oggetto della presente attività di ricerca nei paragrafi successivi.

Calcestruzzi gassosi

Nei calcestruzzi gassosi, noti nella letteratura specifica con la sigla AAC, Aerated Autoclaved Concrete, le cellule approssimativamente sferiche si formano grazie alla reazione chimica tra le componenti alcaline del cemento e un agente lievitante, la polvere di alluminio che, unita in piccola parte alla miscela di sabbia silicea, acqua, cemento ed una minima percentuale di calce, reagisce con i leganti sviluppando le bolle di idrogeno utili a far fermentare e lievitare l'impasto secondo la seguente reazione [27]:



In qualche caso si può ricorrere all'impiego di ulteriori additivi con varie funzioni: lo zucchero, ad esempio, accelera la reazione tra polvere d'alluminio e i leganti idraulici poiché aumenta la solubilità della calce, i saponi ed i tensioattivi stabilizzano le bolle gassose, le sostanze umidificanti facilitano la bagnabilità della polvere di alluminio cosicché essa entri più facilmente in reazione.

Le miscele vengono introdotte in apposite forme con l'accortezza di non riempirle pienamente di modo tale che, con il successivo aumento di volume del conglomerato, si arrivi a colmarle del tutto o, al più, a raggiungere un leggero traboccamento. Dopo circa 5 ore, acquisita una specifica compattezza e consistenza della malta, si procede con la rimozione delle pareti laterali della cassaforma e con il taglio del blocco, suddividendolo in elementi più piccoli aventi le dimensioni desiderate. I manufatti vengono poi inviati alla fase di maturazione in autoclave, ossia in camere a vapore a pressione e temperatura fissate generalmente tra le 8 e le 10 atmosfere e i 180 e 200°C rispettivamente. Qui, in circa dodici ore, si completano le reazioni necessarie ad ottenere un materiale dimensionalmente stabile, dotato di buone caratteristiche meccaniche, leggero e con struttura omogenea. La maturazione in autoclave, inoltre, consente di perseguire gli obiettivi della riduzione del ritiro e del minor contenuto naturale d'acqua dei manufatti [27].

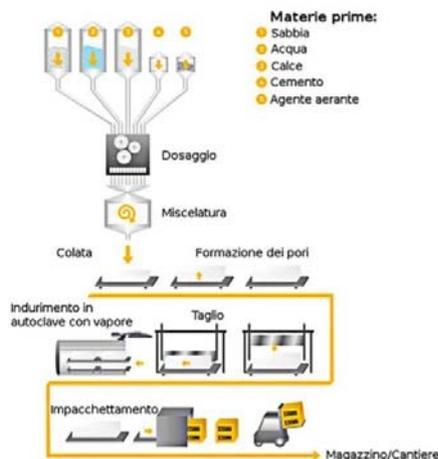


Figura 3.2 Rappresentazione schematica delle fasi di produzione dei calcestruzzi gassosi

Al termine del processo produttivo, illustrato schematicamente in Figura 3.2, saranno stati ottenuti blocchi, lastre, velette, architravi, pannelli, solai, tramezze, lastre.

Il mix design di questa tipologia di calcestruzzi cellulari deve essere studiato di volta in volta in base alle caratteristiche prestazionali che deve possedere il manufatto da realizzare: utilizzando opportune proporzioni tra leganti, sabbia, polvere d'alluminio ed acqua è possibile ottenere manufatti caratterizzati da una densità variabile tra 300 kg/m^3 e 700 kg/m^3 . Evidentemente alle più basse densità saranno associate resistenze meccaniche ridotte ma maggiori poteri termoisolanti. Inoltre, particolare attenzione dovrà essere posta al dosaggio dell'agente espandente, che dovrà essere tale da scongiurare la produzione tumultuosa o, al contrario, troppo lenta, di particelle d'aria, condizioni controproducenti al confezionamento di prodotti di qualità.

In generale, le proprietà fisiche e meccaniche dei calcestruzzi gassosi sono fortemente determinate dal mix design e, conseguentemente, dalla composizione mineralogica delle materie prime che lo costituiscono [28].

Il brevetto di questa tipologia di calcestruzzi cellulari, depositato nel 1924, si deve all'architetto svedese J.A. Eriksson, il quale stava concentrando la sua attività di ricerca sul perseguimento di un materiale da costruzione che presentasse le caratteristiche positive del legno, ossia leggerezza, isolamento, solidità e lavorabilità, ma che non avesse gli stessi svantaggi, cioè combustibilità, fragilità e frequente necessità di manutenzione.

Per quel che concerne le resistenze meccaniche, esse sono fortemente condizionate dalla massa volumica del manufatto; in particolare, la resistenza a compressione varia da poco meno di 1 MPa per densità secche intorno ai 300 kg/m^3 , a circa 3,5 MPa per 480 kg/m^3 , fino ai 5 MPa posseduti dai blocchi con densità secca di 580 kg/m^3 , impiegati come blocchi per muratura portante, mentre il modulo elastico si attesta sui 2600 MPa per densità secche intorno ai 500 kg/m^3 .

Anche le proprietà di isolamento termico sono significativamente influenzate dalla massa volumica: il coefficiente di conducibilità termica a secco di questo materiale varia da circa $0,072 \text{ W/(mK)}$ per densità secche dell'ordine dei 300 kg/m^3 , utilizzata appunto per la produzione di elementi con finalità isolanti, a $0,110 \text{ W/(mK)}$ per densità secche intorno ai 480 kg/m^3 , fino a $0,130 \text{ W/(mK)}$ in corrispondenza di 580 kg/m^3 .

Infine, i calcestruzzi gassosi, per la loro composizione completamente minerale e inorganica, sono incombustibili e consentono di realizzare pareti tagliafuoco e di compartimentazione antincendio in qualunque situazione costruttiva. In base allo spessore della muratura, la parete in calcestruzzo cellulare gassoso può arrivare a possedere una resistenza al fuoco REI 180¹¹ sia per la stabilità del sistema che per la tenuta dei fumi che per l'isolamento del calore sviluppato dall'incendio.

¹¹ Nell'ambito della resistenza al fuoco, si determina il tempo durante il quale il manufatto riesce a conservare la stabilità e la resistenza meccanica *R*, la capacità di non lasciare passare o produrre fiamme *E*, e la riduzione di trasmissione del calore *I*; la sigla *REI*, seguita da un numero che rappresenta il tempo, in minuti, arrotondato per difetto così da essere compreso in una delle classi previste, ovvero 15, 30, 45, 60, 90, 120, 180, durante il quale il manufatto conserva le proprie caratteristiche anche sotto l'azione del fuoco, ne definisce dunque con completezza la resistenza al fuoco.

Calcestruzzi aerati e resistenza al gelo e disgelo

Nei calcestruzzi aerati le cellule sferiche inglobate all'interno della pasta cementizia si ottengono mediante l'aggiunta di opportuni additivi aeranti. Nella letteratura specifica vengono fatti rientrare nella categoria dei calcestruzzi aerati anche quelli ottenuti mediante la miscelazione di schiume preformate all'interno della pasta cementizia. Tuttavia, al fine di distinguere le due categorie di calcestruzzi cellulari, sebbene non sia di corrente utilizzo nella letteratura specifica italiana, si è deciso di introdurre per questa seconda tipologia l'appellativo calcestruzzi schiumati, traduzione letterale del termine inglese "foamed concrete" di comune impiego nella letteratura scientifica internazionale. Si ritiene, infatti, che l'introduzione di questa distinzione anche nella letteratura italiana consenta di superare le incomprensioni e le inesattezze che potrebbero scaturire nel far rientrare queste due tipologie di calcestruzzi cellulari, ottenute con metodologie e tecniche differenti, sotto l'unica denominazione di calcestruzzi aerati, allineandosi a quanto avviene in ambito internazionale.

Dunque nei calcestruzzi aerati rientra quella categoria di calcestruzzi cellulari le cui bolle si vengono a generare durante la fase di miscelazione grazie all'aggiunta di un additivo aerante; maggiore è la quantità di aerante aggiunto, minore sarà la densità finale del conglomerato cementizio. Tale tecnica viene impiegata frequentemente per confezionare dei calcestruzzi con elevata durabilità anche in climi molto rigidi.

La possibilità di intrappolare aria all'interno della matrice cementizia fu scoperta casualmente nel 1930, quando si notò che i calcestruzzi provenienti da alcuni impianti di produzione palesavano migliori prestazioni, se esposti a cicli di gelo e disgelo, rispetto ad altri conglomerati confezionati in impianti diversi. La ragione di questo migliore comportamento fu individuata nella presenza, all'interno dei conglomerati cementizi più prestazionali, di un sistema di piccole bolle d'aria, incorporate in modo del tutto involontario e casuale per via dell'utilizzo, in quei particolari impianti di confezionamento, di alcuni sistemi di ausilio alla macinazione del clinker. Da allora l'aerazione del calcestruzzo risulta la metodologia più efficace per migliorare la resistenza dei conglomerati cementizi al gelo e al disgelo nei climi freddi. In particolare, perchè si abbia una resistenza adeguata al gelo e al disgelo il volume di aria richiesto si attesta nell'ordine del 5% ÷ 7% rispetto a quello del solo calcestruzzo e del 25% se valutato rispetto al volume di calcestruzzo più acqua [29]. Evidentemente, per volumi di aria intrappolata così bassi, le densità finali saranno relativamente elevate, superiori a 1600 kg/m³ e, quindi, i calcestruzzi che ne derivano saranno contraddistinti da resistenze meccaniche da buone ad ottime, tali da farli risultare calcestruzzi strutturali. Errori nel dosaggio in eccesso dell'agente aerante possono risultare in masse volumiche inferiori rispetto a quelle desiderate e considerate in fase progettuale, con conseguente decadimento delle caratteristiche meccaniche.

Per comprendere in che modo la presenza di bolle d'aria all'interno della matrice cementizia permetta di ottenere calcestruzzi resistenti a cicli di gelo e disgelo bisogna anzitutto distinguere le tipologie di pori presenti in un calcestruzzo aerato in tre diverse classi [30]:

- pori del gel, dalle dimensioni generalmente comprese tra 1 nm e 10 nm, che si trovano dispersi all'interno dei densi prodotti di idratazione del cemento; l'acqua eventualmente presente all'interno di questa categoria di pori raramente congela sotto le usuali condizioni di esercizio anche in climi molto freddi;

- pori capillari, di dimensioni comprese tra 0,01 μm e 50 μm , ulteriormente divisibili in microcapillari (tra 0,01 μm e 0,05 μm) e macro-capillari (tra 0,05 μm e 50 μm) e che si vengono a formare per via dell'evaporazione dell'acqua, durante la stagionatura del calcestruzzo: gli spazi che nel calcestruzzo fresco sono riempiti dall'acqua, a seguito dell'evaporazione di quest'ultima, rimangono vuoti e vanno a definire questa seconda categoria di pori caratterizzata da dimensioni sensibilmente superiori rispetto ai pori del gel; i pori capillari sono reciprocamente separati dalla presenza dei prodotti di idratazione del cemento, con all'interno i pori del gel; l'acqua presente all'interno di questi pori potrebbe ghiacciare in climi molto rigidi: più piccola è la dimensione del poro minore deve essere la temperatura necessaria affinché avvenga il congelamento dell'acqua contenuta al loro interno;
- bolle d'aria intrappolate, contraddistinte da dimensioni comprese tra 50 μm e 700 μm , dunque di gran lunga superiori rispetto a quelle dei pori capillari; normalmente queste bolle sono separate dai pori capillari da strati di prodotti idrati con gli associati pori del gel.

Per spiegare la resistenza al gelo e al disgelo, Powers [30] ipotizzò che in un calcestruzzo aerato saturo solo i pori del gel e i pori capillari fossero effettivamente saturi d'acqua, mentre le bolle d'aria intrappolate rimanessero vuote al loro interno. Dunque, il passaggio di stato da acqua a ghiaccio, a qualunque temperatura al di sotto di 0°C , avviene solo nell'acqua presente nei pori capillari di opportune dimensioni e, il conseguente aumento di volume, fa sì che la quantità di acqua in eccesso venga forzata attraverso i pori del gel contigui al poro capillare fluendo così verso la bolla d'aria vuota più vicina o la superficie esterna del campione. Questa dinamica suscita, sulla superficie dei canali di flusso, la cosiddetta pressione idraulica di flusso saturo: se tale pressione è superiore della resistenza del campione allora avviene la rottura. Lo stesso Powers in [31] fornì una relazione per la determinazione della pressione idraulica di flusso saturo P [Pa]:

$$P = a(1,09 - \frac{1}{s}) \frac{uR}{k} (\frac{L^3}{r_b} + \frac{3L^2}{2}) \quad (3.2)$$

essendo a [$\text{kg}/\text{m s}$] un coefficiente che dipende dalla viscosità dell'acqua, s il coefficiente di saturazione della pasta cementizia, u la quantità di acqua in kg per kg di cemento, R [$^{\circ}\text{C}/\text{s}$] il tasso di raffreddamento, k [m^2] la permeabilità specifica della pasta cementizia, r_b [m] il raggio medio delle bolle d'aria e L [m] la più piccola distanza tra due bolle d'aria, nota nella letteratura specifica come spacing factor. A parità di altre condizioni, come si evince dalla relazione 3.2, P decresce al diminuire dello spacing factor L , per cui ecco perché l'intrappolamento di aria dà effetti benefici riguardo la resistenza al gelo-disgelo. Ovviamente nessuna pressione distruttiva può svilupparsi se non si è in condizioni di saturazione.

Tuttavia nella relazione 3.2 non si tiene conto della natura chimica dell'agente aerante che dunque, secondo Powers, non influirebbe. Inoltre, come fatto notare da Helmuth in [32], l'assunzione che le bolle d'aria intrappolate nel calcestruzzo saturo siano completamente vuote non è corretta in quanto, in realtà, circa il 36% del loro volume è occupato da acqua se il calcestruzzo aerato viene lasciato in acqua per 24 ore. Queste considerazioni sono avallate in [33], dove viene messo anche in luce che questa percentuale è destinata ad aumentare al crescere del tempo di immersione del campione in acqua. Un ulteriore aspetto della teoria di Powers molto criticato riguarda lo spacing

factor e, in particolare, il fatto che esso venga valutato a partire dalla conoscenza del numero di bolle d'aria presenti per unità di volume, calcolate a loro volta dalla misura del volume di aria presente nella miscela e dalla sua superficie specifica. Entrando più nello specifico, nel calcolo dello spacing factor, si suppone che le bolle abbiano tutte la stessa dimensione e che siano distribuite su dei punti di un reticolo cubico. Evidentemente anche queste assunzioni sono ben distanti dall'essere realistiche, motivo per cui lo spacing factor così determinato più che una quantità realistica risulta essere una costruzione matematica, tanto che in [34] l'autore mette in luce come, ferma restando l'ipotesi di distribuzione delle bolle su un reticolo cubico, una differente distribuzione delle dimensioni delle bolle, a parità di volume d'aria e superficie specifica, porta a diversi spacing factors. Per di più, un'altra delle ipotesi di base della relazione 3.2 è quella per cui il congelamento dell'acqua avvenga in maniera omogenea in tutto il volume del campione quando è risaputo che la penetrazione del ghiaccio avviene in maniera dendritica.

Alla luce di queste critiche, sono state condotte diverse ricerche al fine di migliorare la teoria di Powers e spiegare con più esattezza le dinamiche che intervengono nella micro-struttura di un calcestruzzo aerato sottoposto a cicli di gelo e disgelo. In particolare si è abbandonata la strada della pressione idraulica di flusso saturo di Powers in quanto, al diminuire della temperatura, diminuisce la pressione all'interno delle bolle d'aria, così da renderle potenzialmente penetrabili dall'acqua presente nella pasta cementizia prima dell'entrata in pressione della fase fluida indotta dal congelamento. Quindi, in prossimità della temperatura di congelamento, come realmente accade, le bolle d'aria contengono certamente degli strati d'acqua sulla loro superficie. Ma la situazione è complicata dalla presenza degli additivi aeranti, le cui molecole verranno certamente trascinate dall'acqua; a temperature così basse, probabilmente minori al punto di Krafft dell'additivo, queste molecole cominciano a separarsi dalla soluzione con la conseguenza che la loro parte organica è libera di legarsi alle particelle di cemento, rimanendo così in corrispondenza delle pareti esterne delle bolle d'aria. Con l'ulteriore riduzione di temperatura si registra la penetrazione del ghiaccio nel calcestruzzo in modo dendritico; allorché un dendrite di ghiaccio raggiunge una bolla d'aria lo strato anulare d'acqua presente al suo interno ghiaccia quasi istantaneamente a circa 0°C, date le dimensioni non troppo piccole di questa categoria di pori. Gli strati anulari di ghiaccio così formati possono essere a diretto contatto con le particelle di cemento o con il sottile strato di precipitati presente sulle pareti delle bolle. Per ulteriori raffreddamenti, lo strato anulare di ghiaccio all'interno della bolla può crescere per via dell'estrazione di acqua dalla pasta cementizia circostante, cioè dal gel, o agire come sorgente per un'ulteriore penetrazione dendritica. A questo punto entra in gioco il legame tra il ghiaccio e il substrato con cui è a contatto; la forza di legame, in particolare, è più bassa in presenza di sostanze idrofobe, tra cui rientrano i precipitati, rispetto al caso della presenza di sostanza idrofile quali, ad esempio, il cemento. Tuttavia potrebbe verificarsi che la temperatura non scenda al di sotto della temperatura di Krafft che caratterizza l'agente aerante utilizzato; in questo caso le molecole dell'additivo non si separano dalla soluzione per cui la forza di legame tra lo strato di ghiaccio e il substrato con cui è a contatto è identico a quello che si avrebbe in assenza di additivo. Si capisce, dunque, la fondamentale importanza che riveste la natura dell'additivo, a cui è strettamente connessa questa forza di legame. Quando quest'ultima è bassa, lo strato anulare di ghiaccio non penetra all'interno della pasta di cemento che attornia la bolla ma cresce rimanendo all'interno

della bolla stessa prelevando acqua dai pori del gel o dai pori capillari adiacenti; la pressione idraulica associata a questo flusso di acqua per suzione verso il ghiaccio è sempre più bassa di quella atmosferica e non può provocare danni alla pasta cementizia.

Questo non solo spiega la comparsa del flusso di acqua in condizioni non sature che avviene in modo da non sviluppare pressioni dannose per la matrice cementizia ma permette anche di comprendere bene la funzione degli agenti aeranti: in particolare se si impiegasse un agente aerante caratterizzato da una natura chimica tale da non abbassare la forza di legame tra il substrato e lo strato di ghiaccio presente all'interno delle bolle d'aria, non si avrebbero migliori prestazioni del conglomerato cementizio riguardo la resistenza al gelo-disgelo [29].

D'altro canto, l'accrescimento dello strato di ghiaccio all'interno della bolla d'aria porta ad un incremento della pressione dell'aria che è presente nel restante volume della bolla stessa fin quando il valore raggiunto da tale pressione non permette un ulteriore accrescimento dello strato di ghiaccio. Infatti, a partire da questo istante, ulteriori raffreddamenti conducono ad una penetrazione dendritica del ghiaccio verso la pasta cementizia che attornia la bolla con due possibili effetti: da un lato l'accrescimento della resistenza della porzione di calcestruzzo penetrata dai dendriti di ghiaccio, dall'altro un incremento della pressione idrostatica dell'acqua non ancora congelata [35]. Se il volume di acqua non ancora ghiacciata è sufficientemente grande, la pressione idrostatica che si viene a generare può dar luogo al danneggiamento del calcestruzzo.

Un ruolo fondamentale è svolto anche dalla frequenza e dalla modalità con cui avvengono i cicli di gelo e disgelo. Infatti, come di sovente accade, lo scongelamento comincia ad attuarsi con la caduta della pioggia e, in ogni caso, interessa anzitutto la parte esterna del campione, procedendo poi verso l'interno. Lo scongelamento del ghiaccio all'interno delle bolle d'aria induce suzione di acqua verso i vuoti stessi, cosicché la pioggia o l'acqua condensata possa penetrare verso i vuoti andando a saturare i pori del gel e i pori capillari. La presenza di questo nuovo volume di acqua che nel frattempo ha saturato i pori non permette all'acqua ottenuta dallo scongelamento degli strati di ghiaccio presenti nelle bolle d'aria di fuoriuscire dalle bolle stesse attraverso quella rete di pori capillari e pori del gel adesso satura. Dunque, se tra un disgelo e il successivo non è presente una fase secca tale da assicurare una certa fuoriuscita di acqua dal campione, al momento del successivo congelamento o, comunque, dopo un certo numero di cicli che comportano il completo riempimento delle bolle d'aria, avendo raggiunto la condizione di saturazione durante il processo di congelamento, queste ultime non possono più attirare l'acqua presente nella pasta cementizia e si assiste ad un significativo incremento della pressione idrostatica con sempre più elevate possibilità di danneggiamento del conglomerato cementizio [29].

In definitiva, le bolle d'aria danno la possibilità all'acqua di trovare degli spazi liberi cui accedere, ma mentre nel meccanismo semplificato di Powers l'acqua viene spinta, durante il processo di congelamento, in modo forzato verso le bolle d'aria intrappolate nella matrice cementizia attraverso i pori capillari e i pori del gel, potendo così sviluppare una pressione distruttiva per la pasta cementizia stessa, in quelli più rigorosi l'acqua viene risucchiata verso le bolle d'aria dallo strato di ghiaccio già formatosi in esse, con una pressione che, in questa prima fase non è distruttiva. Il successo della teoria di Powers e, in particolar modo degli spacing factors, nonostante le inesattezze teoriche, si può spiegare notando che la quantità massima di acqua che può fluire al sistema di bolle d'aria dalla pasta di calcestruzzo è ovviamente proporzionale all'area

superficiale totale del sistema di bolle d'aria: maggiore è la quantità di acqua rimossa dalla pasta cementizia migliore sarà il suo comportamento a cicli di gelo-disgelo. Lo spacing factor è inversamente proporzionale all'area superficiale totale delle bolle d'aria, dunque maggiore è la superficie totale dei vuoti d'aria per unità di volume del calcestruzzo, minore sarà lo spacing factor e migliore sarà la performance del calcestruzzo in termini di resistenza al gelo-disgelo.

Oltre alle indicazioni precedentemente fornite circa il contenuto d'aria che deve possedere il conglomerato cementizio affinché sia caratterizzato da un'ottima resistenza al gelo e al disgelo, nell'ordine del 5% ÷ 7% rispetto a quello del calcestruzzo, occorrerà prestare particolare attenzione anche alla distribuzione e alla dimensione effettiva dei vuoti: per un fissato contenuto d'aria nella pasta cementizia, infatti, quanto più il diametro delle bolle è grande, tanto maggiori saranno lo "spacing factor" e l'area specifica superficiale e tanto minore sarà la resistenza al gelo-disgelo; dunque è necessario che lo spacing factor sia caratterizzato da valori ridotti, dell'ordine dei 200 μm , mentre la superficie specifica delle bolle d'aria sia elevata, con valori nell'intorno di 24 mm^2/mm^3 . Nonostante tali raccomandazioni, nelle pratiche applicazioni si finisce sempre col porre l'attenzione solo sul contenuto totale di aria del conglomerato cementizio, trascurando il resto; ciò è dovuto alle grosse difficoltà pratico-applicative che si hanno nel misurare l'effettiva distribuzione e dimensione dei vuoti d'aria presenti nella pasta cementizia allo stato fresco, risultando invece molto più semplice la valutazione del contenuto d'aria nella sua complessità.

Per quanto concerne le possibilità di impiego, oltre alla realizzazione di calcestruzzi con elevata durabilità e resistenza nei confronti dei cicli di gelo e disgelo, sia con i calcestruzzi aerati che con quelli schiumati è possibile realizzare tutti i prodotti già visti per i calcestruzzi gassosi, sebbene, rispetto a questi ultimi, la tecnica produttiva ne permetta il confezionamento e impiego anche direttamente in cantiere, con l'ottenimento di destinazioni d'uso aggiuntive.

Prima di esaminare dettagliatamente le caratteristiche e le proprietà fisiche e meccaniche della tipologia di calcestruzzi cellulari oggetto della presente attività di ricerca, ossia quelli schiumati, nel prossimo paragrafo verranno illustrati i meccanismi e le dinamiche che entrano in gioco nella generazione e successiva stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno della pasta cementizia, comuni sia ai calcestruzzi aerati che a quelli schiumati.

3.3 Intrappolamento e stabilizzazione delle bolle nella matrice cementizia

Le già complesse dinamiche che regolano l'intrappolamento e la stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno di un fluido costituito da una soluzione di acqua e tensioattivo, mostrate nel Capitolo 2, diventano ancor più di difficile interpretazione allorquando il fluido è costituito da un sistema chimicamente ben più complicato e in continua evoluzione come il calcestruzzo fresco. In questo caso, infatti, entrano in gioco molteplici fattori, ognuno dei quali incide in maniera più o meno sostanziale sulla introduzione e stabilizzazione delle bolle inglobate nella matrice cementizia:

- la mix proportion della miscela: in particolare la scelta degli aggregati, il loro assortimento granulometrico, le proprietà fisico-chimiche sia del cemento che dell'acqua, il rapporto a/c, la presenza di agenti aeranti o di altri additivi chimici, le aggiunte minerali quali, ad esempio, cenere volante e/o fumo di silice;
- il processo di miscelazione: il tipo di miscelatore, la velocità di miscelazione;

- le caratteristiche dell'ambiente: temperatura e umidità relativa;
- i processi di idratazione della pasta cementizia che si attivano nell'istante in cui avviene il contatto tra particelle di cemento e acqua progredendo nel tempo e modificando sia la tipologia che la concentrazione degli ioni presenti nella fase fluida che attornia le bolle, con effetti che potrebbero essere stabilizzanti o destabilizzanti a seconda della specie e della concentrazione: si registra infatti la presenza di cationi Ca^{2+} , Al^{3+} , Na^+ e K^+ , ma anche di anioni OH^- e SO_4^{2-} ; un'eccessiva presenza di elettroliti in soluzione potrebbe inficiare la stabilità delle bolle d'aria riducendo la forza repulsiva tra le teste elettricamente cariche delle molecole di tensioattivo disposte in corrispondenza della superficie delle bolle stesse;
- le operazioni di trasporto, pompaggio e costipamento.

La formazione delle bolle d'aria all'interno della pasta cementizia può essere vista come un processo di emulsione in cui un ruolo fondamentale è ricoperto dal processo di dispersione. Quest'ultima, fortemente influenzata dalle modalità di miscelazione e dalla mix proportion, incorre in quanto la massa d'aria, durante la fase di miscelazione, viene dispersa in piccole bolle d'aria all'interno della matrice cementizia. Potrebbe inoltre verificarsi un rilascio di aria da parte dell'acqua presente nella miscela con l'ulteriore formazione di piccole bolle un po' come avviene nel processo di cavitazione.

Alla luce di quanto detto, si può facilmente evincere come la variabilità e la complessità del fenomeno siano tali da rendere discutibile l'accuratezza e, conseguentemente, l'utilità di qualunque modello predittivo quantitativo che predica la distribuzione dei vuoti d'aria all'interno della miscela cementizia [36].

Come visto nel Capitolo 2, in assenza di agenti tensioattivi in opportuni dosaggi le bolle d'aria che si vengono a formare all'interno di un liquido puro collassano in modo quasi istantaneo per via dell'innescarsi dei fenomeni di diffusione, coalescenza e drenaggio [6]. Nel caso di bolle contenute all'interno delle paste cementizie la diffusione è certamente il meccanismo di instabilità più diffuso, seguito dalla coalescenza, che interviene quando si miscela per tempi più lunghi del necessario o si vibra il calcestruzzo fresco nei casseri: queste agitazioni forzano le bolle d'aria a venire a contatto tra loro e a formarne di più grandi; invece, diversamente da quanto accadeva nelle schiume liquide, nel caso delle paste cementizie non è molto comune il fenomeno del drenaggio. Questi meccanismi di collasso fanno sì che, in assenza di agenti chimici aeranti, negli impasti di calcestruzzo non si possano formare bolle d'aria stabili.

Gli additivi aeranti, spesso indicati con la sigla AEA, Air Entraining Admixtures, sono costituiti da una miscela di tensioattivi, nella maggior parte dei casi anionici; sul mercato si trovano generalmente sali solubili di resine di legno, acido lignosolfonico, idrocarburi solfonati, sostanze proteiche, acidi grassi. La presenza di questi additivi, la cui scoperta, insieme a quella dei superfluidificanti, è tra le più importanti nella storia della tecnologia del calcestruzzo, fa sì che all'interno della matrice cementizia si vengano a generare delle bolle d'aria con diametro compreso tra 10 μm e 1 mm [37].

In generale, in base alla natura chimica dell'agente aerante, il meccanismo di stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno della matrice cementizia può essere catalogato in due diverse categorie. La prima è caratterizzata dagli additivi aeranti, quali la resina di vinsol, il resinato

sodico, l'oleato di sodio, che reagiscono con l'idrossido di calcio, più comunemente noto come calce idrata, presente in soluzione nella pasta cementizia, dando luogo alla precipitazione di sali di calcio insolubili idrofobi. Questa tipologia di agenti aeranti non comportano una riduzione della tensione superficiale dell'acqua, ma favoriscono l'intrappolamento di aria e la sua successiva stabilizzazione grazie alla raccolta dei sali idrofobi in corrispondenza dell'interfaccia tra acqua, eventualmente presente nelle bolle, aria e cemento. Alla seconda categoria, invece, appartengono i tensioattivi sintetici costituiti da lunghe catene idrocarburiche con un gruppo solubile in acqua presente ad una estremità. I sali di calcio che scaturiscono da questo gruppo sono solubili in acqua, sebbene, come noto, in generale, la solubilità in acqua dei tensioattivi sia fortemente legata alla temperatura e al punto di Krafft dello specifico surfattante. Questa seconda tipologia di additivi aeranti, a differenza della prima, disponendosi all'interfaccia aria – acqua, agisce abbassando la tensione superficiale: in questo va ricercato il motivo dell'intrappolamento di aria e della stabilizzazione delle bolle [29].

In generale, se si indica con A il contenuto totale di molecole di tensioattivo utilizzato come additivo aerante all'interno della miscela di calcestruzzo fresco, una parte di esso, A_s , viene adsorbita sulle superfici dei solidi, in particolar modo sulle superfici delle particelle di cemento, essendo trascurabile il contributo che danno gli aggregati all'area superficiale solida, un'altra parte, A_l , si disperde nella fase liquida della miscela e un'altra ancora, A_b , si dispone all'interfaccia aria-acqua [36].

La superficie delle particelle di cemento possiede un'elevata energia superficiale libera, per cui le molecole di tensioattivo vengono adsorbite sulla superficie di questi grani e sui prodotti di idratazione che precipitano per primi al fine di ridurre proprio tale elevata energia superficiale libera. Questo adsorbimento rende idrofoba la superficie delle particelle, promuovendo la presenza stabilizzata di aria all'interno della pasta cementizia sotto forma di bolle attaccate alle particelle stesse, come mostrato in Figura 3.3. Infatti i tensioattivi anionici, i più utilizzati nel campo dei calcestruzzi, dotano di cariche negative le superfici delle bolle d'aria intrappolate nella miscela, contribuendo a far aderire le particelle di cemento, elettricamente cariche, alle bolle stesse. L'effetto combinato Gibbs-Marangoni, descritto al Paragrafo 2.3.2, gioca poi un ruolo determinante per il mantenimento dell'integrità delle bolle d'aria presenti nelle paste cementizie. In particolare, nell'ambito dell'effetto Gibbs-Marangoni sarà essenziale quella parte di molecole di tensioattivo disperse nella fase liquida e orientate in modo casuale. Infatti, saranno proprio queste ultime che dovranno diffondersi all'interfaccia al fine di abbassare la tensione superficiale, sempre più alta nelle superfici di nuova formazione, e ripristinare così le condizioni di equilibrio.

Le molecole di tensioattivo adsorbite all'interfaccia aria-acqua si dispongono mantenendo i gruppi testa idrofili immersi nel liquido e le code idrofobe dalla parte dell'aria, minimizzando le interazioni tra il liquido e le code così da ridurre la distorsione delle molecole d'acqua causata proprio dalla presenza della parte idrofoba del tensioattivo e abbassare quindi l'energia libera complessiva del sistema. Questo, unito alla componente elettrostatica della forza di repulsione tra le teste idrofile dei tensioattivi ionici e alle repulsioni steriche tra le molecole stesse, coadiuva alla stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno della pasta cementizia. In generale è possibile affermare che A_s rappresenta quella porzione di additivo aerante che contribuisce in piccola parte alla formazione e alla successiva stabilizzazione delle bolle d'aria, A_b è la frazione a cui si deve

la maggiore responsabilità nella formazione e stabilizzazione delle bolle d'aria, mentre A_l è la parte di tensioattivo che gioca il ruolo chiave nei meccanismi di bilanciamento delle concentrazioni di A_s e A_b per il perseguimento di stati di equilibrio transiente e nella stabilizzazione di bolle di nuova formazione e/o disturbate mediante l'effetto combinato Gibbs-Marangoni.

Per via della dinamicità del processo di idratazione della pasta cementizia, la distribuzione delle molecole di tensioattivo tra A_s , A_b e A_l non raggiunge un equilibrio stabile, ma varia nel tempo. Dunque la variabilità del sistema, intesa come tipo e concentrazione degli ioni nella fase fluida, e la sua dinamicità, dovuta al procedere dei prodotti di idratazione con l'apparire di nuove superfici solide e il mutare delle proprietà di quelle già presenti, rende complicatissima, se non impossibile, la determinazione di un modello quantitativo che possa indicare gli effettivi adsorbimenti delle molecole di surfattante sulle superfici solide delle particelle di cemento, all'interfaccia aria-acqua e la loro dispersione nella fase fluida di una pasta di calcestruzzo allo stato fresco.

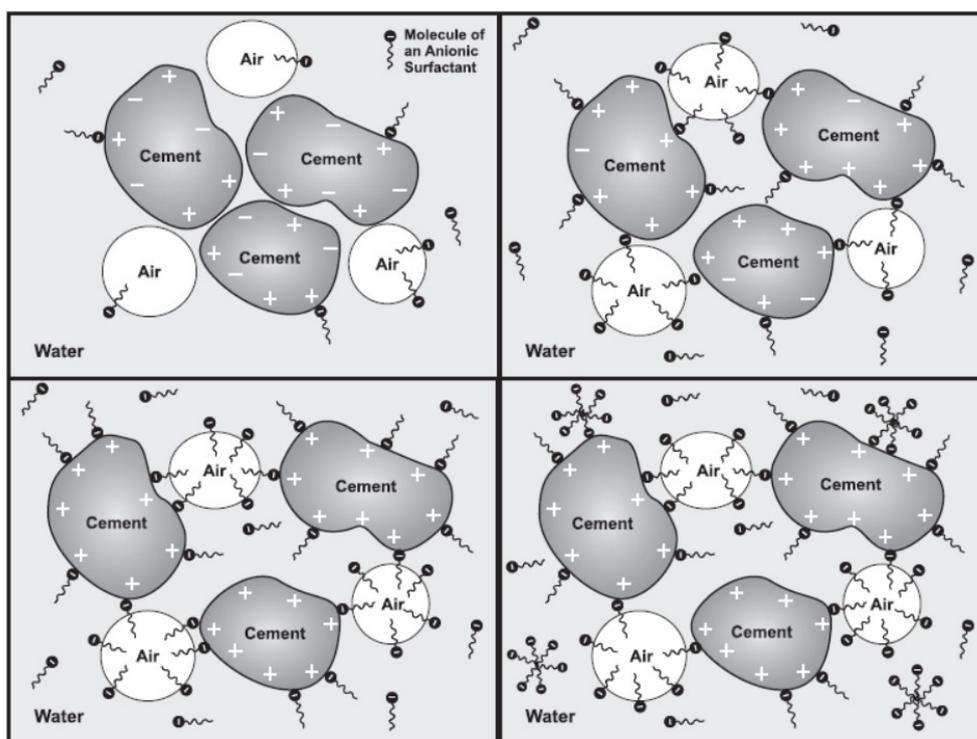


Figura 3.3 Distribuzione delle molecole di un tensioattivo anionico all'interno della pasta di calcestruzzo allo stato fresco: adsorbite sulle superfici solide delle particelle di cemento, disperse nella fase liquida e disposte all'interfaccia aria-acqua e meccanismo di intrappolamento e stabilizzazione di bolle d'aria [38]

Influenza di diversi fattori sulla stabilità delle bolle presenti nella matrice cementizia

Si è già accennato al fatto che i meccanismi precedentemente presentati siano fortemente influenzati da svariati fattori quali le modalità e il tempo di miscelazione, il tipo e la finezza del

cemento, la tipologia degli aggregati, la temperatura, la qualità dell'acqua di impasto, la consistenza della pasta e, quindi, il rapporto a/c, le aggiunte minerali, la presenza di additivi e, infine, le operazioni di trasporto, pompaggio e costipamento i cui effetti devono essere compresi almeno da un punto di vista qualitativo.

L'azione di miscelazione e, dunque, il tipo di miscelatore impiegato, influisce significativamente sull'intrappolamento delle bolle d'aria nella miscela cementizia. La formazione di bolle d'aria all'interno della pasta genera delle nuove interfacce, con l'immissione di nuova energia libera nel sistema per il lavoro compiuto nella forma di miscelazione meccanica. Proprio le caratteristiche del sistema di miscelazione influenzano in modo significativo quanto efficientemente il lavoro applicato dall'azione di miscelazione può essere trasformato in energia libera superficiale delle bolle d'aria.

In particolare la velocità di rotazione a cui avviene l'operazione di miscelazione determina quanto rapidamente l'aria viene dispersa all'interno della pasta cementizia e rappresenta un fattore predominante nella distribuzione dimensionale delle bolle inglobate nella miscela. Quanto più veloce sarà l'azione di miscelazione, tanto più ridotto sarà il tempo necessario al raggiungimento del desiderato contenuto d'aria. Un ruolo saliente è ricoperto anche dalle pale di miscelazione che, se usurate, perdono di efficienza risultando in maggiori tempi di miscelazione per il perseguimento di uno specifico contenuto d'aria sebbene, come si vedrà più avanti, in alcuni casi tempi di miscelazione troppo lunghi comportino collasso di bolle e, conseguentemente, perdite in termini di porosità. Il meccanismo di intrappolamento di aria durante la fase di miscelazione è un processo dinamico in cui allo stesso momento appaiono nuove bolle d'aria, mentre altre più vecchie svaniscono. Nei primi minuti di miscelazione è preponderante la formazione di nuove bolle rispetto a quelle che coalescono o fuoriescono dalla miscela disperdendosi nell'atmosfera, fino al raggiungimento di un equilibrio dinamico in corrispondenza del massimo contenuto di aria del sistema cementizio in quelle specifiche condizioni di mix design e miscelazione.

Come visto in precedenza, le molecole dell'agente aerante vengono adsorbite sulla superficie delle particelle di cemento, le cui proprietà, dunque, influenzano il meccanismo di intrappolamento e stabilizzazione delle bolle d'aria. In particolare, al crescere della finezza del cemento diminuisce l'aria intrappolata; infatti, un incremento della finezza, a parità di contenuto di cemento e di agente aerante, comporta un aumento della quantità di tensioattivo adsorbito sulla superficie delle particelle di cemento più fini, proprio per via della maggior area superficiale: aumenta dunque la porzione di molecole di tensioattivo rientrante nella categoria denominata in precedenza con A_S , con una conseguente minore quantità di surfattante disponibile per la formazione e stabilizzazione di nuove bolle d'aria. Per lo stesso motivo, un prolungamento dei tempi di miscelazione avrà un effetto peggiore, in termini di perdita di aria intrappolata, nel caso di cementi con maggior finezza. Inoltre, un aumento della finezza del cemento porta ad incrementi del grado di idratazione della pasta, con conseguente aumento della temperatura.

Proprio quest'ultima gioca un ruolo determinante nell'intrappolamento di bolle all'interno di paste cementizie: basti pensare che sia la solubilità che la capacità schiumante di un qualunque tensioattivo cambiano in modo sostanziale con la temperatura [6]. Ad esempio, i sali carbossilati che sono generalmente caratterizzati da solubilità limitata e, corrispondentemente, minori proprietà schiumanti se miscelati in acqua a temperatura ambiente, vedono incrementare

sensibilmente tali proprietà nel momento in cui la temperatura viene a crescere. In maniera opposta, nel caso di impiego di tensioattivi non-ionici, un incremento della temperatura da 25°C a 37°C comporta una significativa riduzione della stabilità delle bolle d'aria [39]. Ma queste considerazioni di carattere generale sul comportamento dei tensioattivi al variare della temperatura diventano ancor più complesse se estese al campo delle paste cementizie in cui, ad innalzamenti della temperatura corrispondono anche incrementi della viscosità del sistema per via di reazioni di idratazione più veloci. Una maggiore viscosità della pasta cementizia, se da un lato riduce il contenuto di aria che può essere intrappolato nel sistema, dall'altro ostacola la fuoriuscita delle bolle d'aria già formatesi [40]. Un incremento della temperatura dà luogo anche alla fuoriuscita dell'aria dissolta nella fase fluida della pasta cementizia poichè la solubilità dell'aria in acqua decresce al crescere della temperatura; quest'aria è così libera di unirsi per nucleazione alle bolle d'aria già esistenti o, al limite, di fuoriuscire nell'atmosfera.

Si potrebbe rendere ancor più chiaro l'effetto dell'aumento della temperatura chiamando in causa l'equazione di stato dei gas perfetti:

$$pV = nRT \quad (3.3)$$

essendo p la pressione, V il volume, n la quantità di sostanza, R la costante universale dei gas e T la temperatura assoluta. Applicandola ad una bolla d'aria presente all'interno della pasta cementizia, al crescere della temperatura deve banalmente corrispondere un cambiamento in p o in V o in entrambi. Tuttavia, l'incremento di p può essere trascurabile, tenuto conto anche del fatto che con l'aumento della temperatura si assiste ad un incremento della viscosità della pasta, per cui la variabile che subisce i maggiori effetti è certamente V : le bolle d'aria, secondo questo semplice ragionamento, rispondono ad un incremento della temperatura con un aumento del volume. Bolle di dimensioni maggiori sono certamente caratterizzate da una più alta probabilità di collasso durante la miscelazione, il trasporto e il pompaggio del materiale cementizio. In definitiva, al crescere della temperatura, essendo preponderanti gli effetti negativi sui meccanismi di intrappolamento e stabilizzazione delle bolle d'aria, si registra un decremento della porosità del conglomerato cementizio alleggerito e un incremento delle dimensioni delle bolle [36]. Ad avallare queste considerazioni, i dati riportati in [41] mettono in luce come un incremento della temperatura della miscela di calcestruzzo allo stato fresco da 21°C a 38°C comporti una riduzione del contenuto d'aria inglobato nella pasta pari a circa il 25%, mentre la riduzione di temperatura da 21°C a 4°C conduca ad un aumento del contenuto d'aria dell'ordine del 40%.

Tornando alla porzione di molecole di tensioattivo adsorbite sulle superfici delle particelle solide A_s , non bisogna trascurare l'influenza che ha su questo termine l'avanzamento dei processi di idratazione della pasta cementizia: i prodotti solidi che si vengono a generare durante il processo di idratazione possono a loro volta adsorbire le molecole di tensioattivo, incrementando così A_s con gli effetti negativi sull'intrappolamento e la stabilizzazione delle bolle già messi in evidenza.

Una forte influenza sulla distribuzione dei vuoti è esercitata dalla forma, dall'assortimento e dalle proprietà superficiali degli aggregati utilizzati. Essi, infatti, influiscono sulle forze di taglio e sugli impatti che si generano durante le fasi della miscelazione. Si è visto sperimentalmente che la frazione granulometrica che promuove l'intrappolamento e la persistenza delle bolle d'aria nella miscela cementizia è quella compresa tra i setacci di apertura 0,6 mm e 0,15 mm, mentre un incremento significativo del contenuto di aggregato fine, ossia passante al setaccio di apertura 0,15 mm, influisce negativamente essendo le dimensioni di queste particelle molto prossime a

quelle delle bolle stesse. L'impiego di aggregati da frantumazione comporta la generazione di maggiori impatti e sforzi di taglio durante le fasi di miscelazione promuovendo così la formazione di bolle d'aria più piccole; in generale, a parità di concentrazione di agente aerante, la presenza di bolle di più piccole dimensioni è indice di un minor contenuto d'aria nella miscela cementizia.

Le eventuali ulteriori aggiunte minerali, data l'elevata area superficiale che posseggono, possono inficiare l'ottenimento di una specifica quantità di aria all'interno della miscela cementizia, adsorbendo le molecole di tensioattivo [42] ed incrementando così A_S . Bisogna sempre tener conto del fatto che i dosaggi degli additivi aeranti, dichiarati dai produttori, utili al raggiungimento di un determinato volume d'aria all'interno della miscela sono relativi a mix design che non prevedono l'impiego di aggiunte minerali: in [43] viene evidenziato che, per ottenere un determinato volume di aria all'interno della miscela cementizia, nel caso di presenza di cenere volante nel mix design è necessario incrementare il dosaggio di agente aerante da 1 a 5 volte rispetto a quello dichiarato dal produttore valido nel caso di miscela standard. Per ridurre sostanzialmente questo inconveniente, si può aggiungere alla miscela un ulteriore additivo, non necessariamente aerante, caratterizzato da una maggiore polarità rispetto a quella dell'agente aerante impiegato; così facendo, saranno proprio le molecole di questa sostanza ulteriormente aggiunta ad essere preferenzialmente adsorbite sulla superficie delle particelle di cenere volante, lasciando conseguentemente libere in soluzione le molecole di tensioattivo. Questo espediente fa sì che le aggiunte minerali non vadano ad influire negativamente su A_b e A_l [44].

Quest'ultimo discorso fa intuire come anche la presenza di altri additivi, oltre a quello aerante, nella miscela cementizia influisca significativamente sul meccanismo di intrappolamento delle bolle d'aria. Nei conglomerati moderni difficilmente si prescinde dall'impiego dei superfluidificanti che, in genere, incrementano la quantità di aria intrappolata all'interno della miscela di calcestruzzo; essi infatti, per via dell'adsorbimento competitivo sulle superfici solide dei grani di cemento, degli aggregati e delle eventuali aggiunte minerali, hanno l'effetto di ridurre A_S con il conseguente incremento di A_b e A_l e, evidentemente, della quantità di aria intrappolata e stabilizzata. Tuttavia la complessità e la generalità dei diversi additivi per calcestruzzo presenti sul mercato, ognuno con funzioni ben specifiche, non permette di generalizzare sull'argomento e solo la sperimentazione negli specifici casi può dare delle risposte riguardo la maggiore o minore compatibilità dello specifico additivo con gli agenti aeranti impiegati.

Anche la presenza di eventuali impurezze nell'acqua di miscelazione può condizionare il meccanismo di intrappolamento dell'aria nel calcestruzzo. In [45] viene messo in luce che impurità di natura organica, ad esempio residui organici di alghe, sono d'aiuto nella stabilizzazione delle bolle d'aria, mentre elevate concentrazioni di ioni anionici, ad esempio Ca^{2+} , Mg^{2+} , come nel caso delle acque da lavaggio delle betoniere, così come l'utilizzo di acque molto dure, rappresentano un elemento di disturbo nei meccanismi di stabilizzazione delle bolle. Ecco perchè per il confezionamento di calcestruzzi e, in particolare di quelli cellulari, è consigliato l'impiego di acque potabili, il cui effetto sull'intrappolamento delle bolle d'aria è del tutto trascurabile per via della presenza ridottissima di impurità.

La quantità d'acqua o, meglio, il valore del rapporto a/c , incide pesantemente sulla classe di consistenza del calcestruzzo, direttamente collegata alla viscosità: al crescere dello slump, infatti, è associata una riduzione del valore dell'yield stress che, come risulterà più chiaro dalla lettura

del Capitolo 5, rappresenta il parametro che permette di definire la reologia e le proprietà allo stato fresco della miscela cementizia. Dunque, quanto già trapelato riguardo l'influenza della viscosità sull'intrappolamento e la stabilizzazione delle bolle d'aria all'interno della pasta cementizia può essere esteso anche all'influenza che ha la classe di consistenza su questi meccanismi. Infatti, per bassi valori di slump, se da un lato risulta complicata la fase di intrappolamento delle bolle d'aria, dall'altro quelle inglobate rimangono più facilmente disperse nella miscela per via dell'elevata viscosità che non solo rappresenta una barriera di protezione contro il fenomeno della coalescenza, ma dà anche luogo ad un effetto cuscinetto che salvaguarda il sistema di bolle smorzando le eventuali azioni e i possibili disturbi provenienti dall'ambiente esterno. Al contrario, al crescere dello slump fino a 150 mm si registra una maggiore semplicità d'intrappolamento delle bolle d'aria nella miscela sempre più lavorabile con un incremento della quantità di aria inglobata ma, superata questa soglia, la troppo elevata fluidità della pasta comporta un effetto contrario: le bolle tendono a coalescere, venendo a mancare la barriera garantita dalla viscosità, divenuta modesta, aumentando via via le proprie dimensioni con sempre più elevata instabilità e probabilità di risalita e fuoriuscita dalla miscela per effetto di una elevata forza di galleggiamento. A tal proposito risulta interessante un approfondimento riguardante il sistema di forze che agisce su una bolla inglobata in una miscela cementizia allo stato fresco.

Forze agenti sulle bolle inglobate nella miscela cementizia allo stato fresco

Una bolla d'aria inglobata nella pasta cementizia allo stato fresco è soggetta ad un sistema di forze dal cui equilibrio dipende la stabilità della bolla stessa. In particolare, come riportato in Figura 3.4, si distinguono [46]:

- la forza di confinamento F_c ;
- la forza di drenaggio F_d ;
- la forza dovuta alla pressione interna P_i ;
- la forza dovuta alla tensione superficiale per l'azione del tensioattivo F_{st} ;
- la forza di galleggiamento F_b

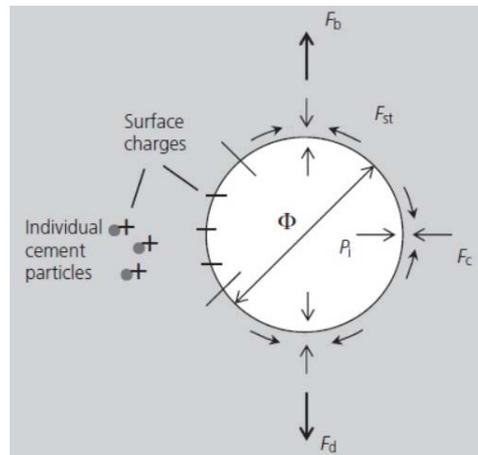


Figura 3.4 Sistema di forze agenti su una bolla inglobata in una miscela cementizia allo stato fresco [46]

La forza di confinamento F_c è dovuta soprattutto alla densità posseduta dal conglomerato cementizio allo stato fresco, ma è anche influenzata dalla presenza di eventuali aggiunte minerali e dal tipo di cemento utilizzato. Essa può essere direttamente correlata alle proprietà reologiche della pasta cementizia: cresce significativamente al crescere dell'yield stress e della viscosità di quest'ultima. Tale forza di confinamento è molto piccola nel range di densità medio-basse dove, l'assenza di aggregati nel mix design, dà solitamente luogo a decrementi nel valore dell'yield stress, con bolle più ravvicinate e di dimensioni maggiori. Nei casi di calcestruzzi ultra-leggeri, ossia caratterizzati da densità inferiori a 500 kg/m^3 , è possibile ottenere un incremento di F_c mediante l'aggiunta di cenere volante e fumo di silice: ciò comporta, infatti, un maggior impaccamento della matrice cementizia che attornia le bolle [47]; queste ultime sono così caratterizzate da dimensioni più piccole rispetto a quelle che contraddistinguono un calcestruzzo ultra-leggero alla stessa densità ma privo di aggiunte minerali. La forza di confinamento F_c è dunque correlata alla dimensione e alla distribuzione dei vuoti d'aria all'interno della miscela cementizia: al crescere di F_c si registrano decrementi sia nelle dimensioni delle bolle che nello spacing factor.

La pressione interna della bolla d'aria P_i , nel caso di calcestruzzi schiumati, dipende dalla pressione utilizzata nella generazione della schiuma e dalla natura del tensioattivo; in generale, più piccolo è il diametro di una bolla, maggiore è la sua pressione interna. Se inizialmente P_i è proprio la pressione posseduta dalle bolle della schiuma preformata, con il procedere della miscelazione tra schiuma e pasta cementizia, essa varia in modo tale da mantenere l'equilibrio con la pressione dovuta alla matrice cementizia che attornia le bolle: questo spiega perché si osservano dimensioni diverse delle bolle al variare della densità allo stato fresco dei conglomerati cementizi alleggeriti, della tipologia di cemento, del rapporto a/c e delle aggiunte minerali.

In definitiva, potremmo correlare F_c e P_i alle dimensioni delle bolle mediante il seguente ragionamento: nel caso di densità molto basse il valore ridotto di F_c comporta una maggiore differenza di pressione tra l'interno e l'esterno della bolla d'aria; ciò spinge le bolle ad incrementare le loro dimensioni al fine di raggiungere le condizioni di equilibrio con la matrice circostante; per densità più elevate, le bolle d'aria sono maggiormente confinate da valori più elevati di F_c risultando così in differenze di pressione minori tra l'interno e l'esterno della bolla stessa; ciò fa sì che le bolle non tendano ad incrementare le loro dimensioni al fine di raggiungere le condizioni di equilibrio con la matrice circostante.

La forza dovuta alla tensione superficiale per l'azione del tensioattivo F_{st} è fortemente legata alla forza di drenaggio F_d dovuta agli effetti della gravità: al trascorrere del tempo, con il procedere del fenomeno del drenaggio, si registra una netta diminuzione di F_{st} con un contestuale incremento, per il mantenimento delle condizioni di equilibrio, delle dimensioni delle bolle. Tuttavia, se questo risulta ormai perfettamente noto anche dal punto di vista analitico nell'ambito delle schiume liquide, stessa cosa non può essere affermata per il caso di schiume miscelate con la pasta cementizia, dove le diverse interazioni e le complesse dinamiche che entrano in gioco complicano notevolmente, come più volte ricordato, la comprensione del problema. In ogni caso, gli studi compiuti sulle schiume liquide in [48] mettono in luce come il drenaggio sia influenzato anche dalle dimensioni delle bolle: quanto più piccole sono queste ultime, tanto più lento sarà il drenaggio. Questo porta a ritenere che, con tutti i distinguo del caso, dovuti alle interazioni, che

certamente riducono il drenaggio [46], tra le bolle e la matrice cementizia che le attornia, nel caso di densità basse, dove le dimensioni delle bolle sono maggiori, il drenaggio possa avvenire più velocemente rispetto alle densità più elevate.

La forza di galleggiamento F_b è fortemente influenzata dal fenomeno della diffusione e, soprattutto nei casi di paste cementizie di basse densità, dove le bolle sono molto prossime le une alle altre e sono separate da strati di matrice cementizia sottilissimi con valori molto bassi di F_c , rappresenta la causa maggiore di instabilità. La forza di galleggiamento F_b è, infatti, strettamente connessa alle dimensioni delle bolle, tanto maggiori quanto più bassa è la densità del conglomerato cementizio. Come già visto nel Paragrafo 2.3.2 il fenomeno di diffusione di gas è dovuto al gradiente di pressione interna che caratterizza le bolle presenti all'interno della miscela cementizia, teorizzato nell'ambito dei calcestruzzi alleggeriti per la prima volta in [49]. Proprio per via del gradiente di pressione interna, il gas contenuto nelle bolle più piccole diffonde in quelle di più grandi dimensioni, contribuendo non solo ad aumentare queste ultime, ma anche a provocare maggiori differenze di pressione interna fra bolle circostanti. Man mano che il processo va avanti, con l'incremento delle dimensioni delle bolle cresce anche F_b , fino al raggiungimento di valori tali da superare F_c e far galleggiare e risalire fino alla superficie le bolle stesse, con il rilascio del gas che contengono nell'ambiente [46]. Questo processo dinamico continua finché non si raggiunge una stabilità del sistema o comincia la presa della pasta cementizia, in corrispondenza della quale non può più avvenire alcun cambiamento. Al fine di studiare più accuratamente tali fenomeni, in [50] e [51] sono state analizzate le caratteristiche delle bolle che risalgono in superficie nel sottile strato superficiale di acqua di "bleeding", in paste di calcestruzzo con e senza additivi aeranti. In particolare, nel caso di presenza di agente aerante, le bolle possedevano un "guscio" opaco, non presente in assenza di additivo, che ne aumentava la resistenza e la rigidità, Figura 3.5.

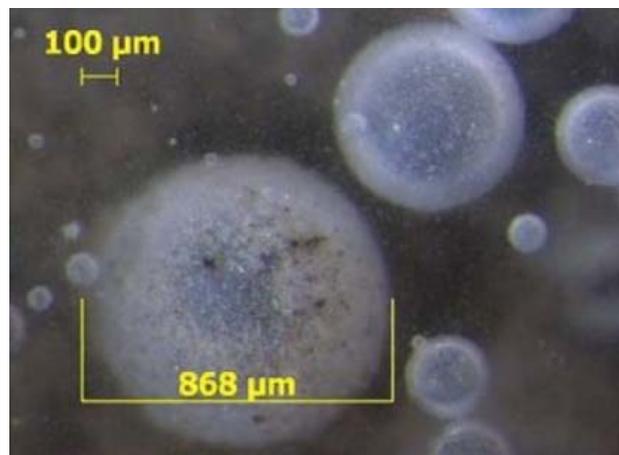


Figura 3.5 Bolla d'aria in presenza di additivi aeranti nel mix design del conglomerato cementizio [51]

Le analisi chimiche del materiale di cui era costituito il guscio hanno messo in luce come in esso fosse presente silicato tricalcico e carbonato di calcio. Tale guscio, inoltre, in alcuni casi risultava essere integro, condizione a cui era associata una dimensione delle bolle costante nel tempo,

mentre in altri si presentava lesionato e fessurato, con bolle contraddistinte da dimensioni variabili al trascorrere del tempo. Proprio la presenza di questi gusci, secondo gli autori, favorisce o meno l'instaurarsi del fenomeno della diffusione di gas all'interno dei calcestruzzi cellulari. A densità elevate, per via del valore cospicuo della forza di confinamento F_c , il fenomeno della diffusione di gas è pressoché trascurabile, come dimostrano le osservazioni allo stereoscopio effettuate in [52].

Come già visto nel caso delle schiume liquide, anche nel caso di bolle inglobate all'interno della matrice cementizia è possibile aumentarne la stabilità andando ad incrementare la viscosità della fase disperdente, espediente che consente di accrescere il valore di F_c . La campagna sperimentale condotta in [53] ha messo in luce che l'impiego del viscosizzante HPMC, ossia idrossipropil metil cellulosa, nella quantità dello 0,2% sul peso del cemento, permette di migliorare la flessibilità e le resistenze meccaniche dei sottili film di pasta cementizia liquida tra le bolle, riducendone il collasso e la fuoriuscita dalla miscela.

3.4 Calcestruzzi schiumati

Nei calcestruzzi schiumati il sistema di bolle d'aria viene inglobato all'interno della matrice cementizia grazie alla miscelazione di schiume preformate mediante l'impiego di opportuni tensioattivi con la miscela costituita da acqua, cemento ed eventualmente sabbia fine ed ulteriori aggiunte minerali e/o additivi. Dunque, le peculiarità che caratterizzano gli elementi di base che costituiscono questa classe di calcestruzzi cellulari, ossia la semplicità, l'economicità e la facile reperibilità locale, ne fanno un materiale estremamente competitivo dal punto di vista economico: il calcestruzzo schiumato rappresenta quanto di più economico si possa realizzare nel settore dell'isolamento termico, acustico e del riempimento di cavità di qualsiasi entità.

Il procedimento di preparazione dei calcestruzzi schiumati è anch'esso contraddistinto dalla semplicità: la schiuma, formata da minuscole bolle d'aria omogenee, dotate di elasticità propria e di una elevata capacità di resistere al mescolamento, viene anzitutto preparata con uno dei metodi presentati nel Paragrafo 2.4 ad una densità compresa tra 50 g/l e 90 g/l e successivamente miscelata alla pasta di cemento, acqua ed eventuali altre aggiunte già mescolati insieme, rendendo così l'impasto leggero, facilmente livellabile e stabile per il tempo necessario al cemento di terminare la presa senza perdite di volume. I componenti del calcestruzzo schiumato vanno immessi nel miscelatore o, se in cantiere, nella betoniera, nel seguente ordine: acqua, cemento e schiuma, per impasti con solo cemento, o acqua, cemento, sabbia e schiuma, per impasti con sabbia e cemento. La miscelazione deve protrarsi per il tempo strettamente sufficiente affinché la schiuma risulti completamente amalgamata con il conglomerato cementizio, avendo cura di non prostrarla troppo a lungo oltre tale momento per non correre il rischio di una perdita eccessiva di volume d'aria inglobato, con l'ottenimento di un minor volume di prodotto finito con densità maggiore.

Le caratteristiche del calcestruzzo schiumato sono dunque fortemente influenzate oltre che, come ovvio che sia per qualunque materiale cementizio, dal mix design, anche e soprattutto dalla qualità della schiuma utilizzata e dalle modalità di miscelazione; queste ultime e, in particolare, la forza centrifuga e gli urti con le pale rotanti, possono incidere significativamente sulla dimensione e distribuzione dei pori e, indirettamente dunque sulle proprietà meccaniche e fisiche del materiale, come risulterà ancora più chiaro dalla lettura dei prossimi paragrafi.

Per quel che concerne il trasporto del calcestruzzo schiumato, è da preferirsi l'utilizzo di pompe a vite senza fine o peristaltiche, mentre sono da evitare quelle a pistone che, a seconda della pressione, potrebbero provocare una perdita di schiuma che dovrà essere rimpiazzata al fine di mantenere la voluta densità del manufatto.

Il mix design dipende dalla densità finale del prodotto che si vuole ottenere: quanto più bassa sarà la densità desiderata, tanto maggiore dovrà essere la quantità di schiuma da inserire nell'impasto. I calcestruzzi schiumati, per la loro struttura cellulare, ancor più dei calcestruzzi ordinari, richiedono cementi freschi e finemente macinati al fine di assicurare una pellicola cementizia uniforme attorno alle bolle di schiuma. L'impiego di cementi vecchi, che hanno assorbito umidità, con possibile formazione di grumi, è poco adatto alla generazione di una buona struttura portante di qualsiasi tipo di calcestruzzo. Un cemento vecchio, nella migliore delle ipotesi, ha come conseguenza una diminuzione delle resistenze meccaniche ed un allungamento dei tempi di presa e di indurimento. Per quanto concerne gli aggregati, quelli di più comune utilizzo sono le sabbie calceree o silicee, sia di tipo naturale, cioè fluviale e, quindi, più tondeggianti, che da frantumazione; in ogni caso è di fondamentale importanza che non contengano sostanze organiche e/o sporcizia in genere.

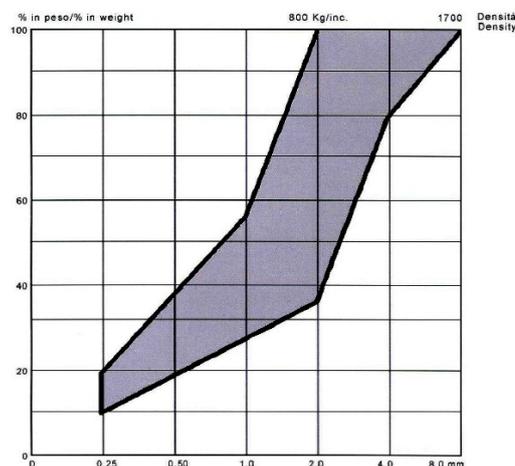


Figura 3.6 Curve granulometriche degli aggregati da utilizzarsi per il confezionamento di calcestruzzi schiumati al variare della massa volumica da 800 kg/m³ a 1700 kg/m³ [20]

In Figura 3.6 è riportato il fuso granulometrico contenente le differenti curve granulometriche che meglio si adattano alle diverse densità del calcestruzzo schiumato da progettare. Si può notare che al diminuire della densità di progetto cresce la quantità di sabbia fine e che per densità molto basse, inferiori ad 800 kg/m³, solitamente gli aggregati vengono omessi del tutto.

Sempre più comune è la presenza nel mix design di aggiunte minerali, quali cenere volante e fumo di silice [54], conveniente non solo ai fini del perseguimento di migliori prestazioni del prodotto, ma anche dal punto di vista della sostenibilità ambientale: queste aggiunte, infatti, possono essere recuperate come sottoprodotti di scarto di altri processi produttivi, quali scorie del settore fonderie [55], scorie volatili e scorie granulate d'altoforno [56], ma ulteriori studi potrebbero riguardare

l'impiego nella produzione di calcestruzzi schiumati anche di altri tipi di sottoprodotti già proficuamente sperimentati nell'ambito dei calcestruzzi tradizionali come le scorie da forni ad arco elettrico [57].

Il rapporto a/c , già di basilare rilevanza nei calcestruzzi tradizionali, risulta ancor più influente nell'ambito degli schiumati dove, all'incidenza sulle proprietà meccaniche e sulla durabilità si aggiunge quella sulla quantità di schiuma da impiegare per raggiungere una certa densità obiettivo, sulla dimensione dei vuoti d'aria e sulla stabilità del conglomerato cementizio. In particolare, relativamente a quest'ultima, in [58] gli autori sostengono che, per un determinato mix design (contenuto di cemento, di aggregati, di aggiunte minerali e di densità target o, se si vuole, di contenuto di aria intrappolata) è possibile definire un range di a/c o, meglio, di $a/(c+s)$, dove con s si indica la somma di aggregato ed eventuali aggiunte minerali presenti nella miscela, all'interno del quale il sistema di vuoti d'aria inglobato nella pasta cementizia è stabile. Inoltre, l'eventuale sostituzione della sabbia fine con la cenere volante porta ad incrementi del valore di $a/(c+s)$ che permette di ottenere miscele alleggerite stabili; questo si spiega con l'incremento dell'area superficiale che consegue all'utilizzo di cenere volante e/o fumo di silice con la conseguenziale maggiore richiesta d'acqua. Nelle sperimentazioni riportate in [58] il valore ottimale di $a/(c+s)$ risulta essere pari a 0,45 nel caso di volume di schiuma aggiunto pari al 10% del totale e a 0,48 per un volume di schiuma pari al 50% del totale, cioè per densità del conglomerato cementizio più basse. In ogni caso, se la scarsa plasticità della miscela, dovuta alla scelta di un rapporto a/c troppo basso, dovesse portare alla distruzione di parte della quantità di schiuma aggiunta e, quindi, ad un aumento della densità, sarà sufficiente aggiungere la quantità di schiuma persa per riottenere la massa volumica prefissata. In corrispondenza di valori troppo elevati del rapporto a/c si registra invece il fenomeno della segregazione con il manifestarsi del fenomeno del galleggiamento e successivo collasso delle bolle d'aria [59]. Nella letteratura specifica si trovano studi sperimentali in cui è stato analizzato il comportamento dei calcestruzzi schiumati in corrispondenza di rapporti a/c che vanno da 0,29 a 1,25; secondo la British Cement Association il valore ottimale di questo rapporto risulta essere tra 0,5 e 0,6 [60].

Inoltre, come messo in luce negli studi riportati in [61], è fondamentale sottolineare che, diversamente da quanto avviene per i calcestruzzi tradizionali, negli schiumati e, più in generale, nei cellulari, non è affatto detto che le resistenze crescano al diminuire del rapporto a/c . In generale, come infatti risulta dall'analisi della formula di Feret, riportata nella relazione 3.4, la resistenza a compressione R_c è funzione non solo del rapporto a/c , ma anche del rapporto a_r/c , essendo c , a e a_r i volumi di cemento, acqua e aria rispettivamente:

$$R_c = K \left(\frac{1}{1 + \frac{a}{c} + \frac{a_r}{c}} \right)^n \quad (3.4)$$

in cui K ed n rappresentano due costanti empiriche. Evidentemente, nei casi in cui il rapporto volumetrico tra aria e cemento è molto piccolo, la sua incidenza sulla resistenza raggiunta dal conglomerato è trascurabile: questo è quello che capita nei calcestruzzi tradizionali dove il ruolo cruciale è quello ricoperto dal rapporto a/c . Nei calcestruzzi schiumati, man mano che decresce la densità e, conseguentemente, aumenta il volume di aria inglobato, acquista sempre più importanza il rapporto a_r/c fino al momento in cui i due rapporti sono circa simili; superato questo punto è proprio il rapporto a_r/c ad essere il più predominante riguardo l'influenza sulla

resistenza del conglomerato cementizio e, più che il rapporto a/c dovrebbe essere preso in considerazione il rapporto $(a + a_r)/c$. In particolare, per le miscele cementizie alleggerite analizzate in [61], le evidenze sperimentali hanno messo in luce che, fino a valori del rapporto volumetrico a_r/c circa pari a $2 \div 2,5$, ossia proprio quelli del rapporto volumetrico tra a/c , la resistenza a compressione dei campioni diminuiva al crescere del rapporto a/c ; per valori più alti del rapporto a_r/c e, quindi, superiori a quelli del rapporto a/c , si registrò una tendenza opposta: incrementi della resistenza al crescere del rapporto a/c ; in quest'ultimo caso, le determinazioni del grado di idratazione raggiunto dalle diverse paste cementizie hanno messo in luce il raggiungimento di gradi di idratazione più elevati proprio al crescere di a/c . Sia nel primo che nel secondo caso, tuttavia, si evidenziò un decremento del rapporto $(a + a_r)/c$ al crescere della resistenza. In definitiva, per calcestruzzi cellulari (aerati e schiumati) a medio-basse densità, l'indicatore più corretto risulta essere proprio il rapporto $(a + a_r)/c$: le miscele che possiedono un più basso valore di questo rapporto sono quelle che presentano resistenze maggiori.

Per quel che riguarda le modalità di maturazione, quella più impiegata è sicuramente la maturazione in aria a temperatura ed umidità relativa ambientale che, tuttavia, a causa dell'inclemenza del tempo e delle basse temperature, potrebbe risultare problematica nei ritmi produttivi, soprattutto nei mesi invernali, tranne nei casi in cui si lavori in ambienti chiusi e riscaldati. Un'altra strategia comunemente utilizzata negli stabilimenti di produzione di elementi in calcestruzzo schiumato, al fine di limitare la precoce de-idratazione soprattutto della parte corticale dei manufatti cementizi, dovuta ad una troppo rapida evaporazione dell'acqua, con conseguente decadimento delle caratteristiche meccaniche ed incremento del ritiro, è quella di proteggere i prodotti avvolgendoli con teli di materiale impermeabile come il cellophane [62]. Infine, un altro metodo che viene utilizzato laddove occorra raggiungere buone resistenze meccaniche nel minor tempo possibile, così da velocizzare anche i ritmi produttivi dello stabilimento, è quello della maturazione accelerata mediante l'impiego di vapore. Tuttavia, nel caso dei calcestruzzi schiumati, occorre adottare degli accorgimenti specifici al fine di evitare degli inconvenienti tipicamente associati a questo tipo di maturazione che, aumentando la temperatura interna della massa, fa espandere l'aria contenuta nelle bollicine della schiuma; se la pellicola di cemento che avvolge le bollicine non è sufficientemente indurita, questa si romperà, con conseguente abbassamento del livello dell'estradosso del manufatto alleggerito. Potrebbe verificarsi anche una lievitazione del calcestruzzo cellulare, con l'estradosso caratterizzato da ineguali macchie di rigonfiamento e da possibili cedimenti che potrebbero interessarlo per almeno un paio di centimetri. Gli accorgimenti che permettono di superare tali inconvenienti consistono nel dare vapore solo dopo 5 – 7 ore dal getto, assicurandosi che il calcestruzzo cellulare abbia terminato la fase di presa ed iniziato quella di indurimento, nel contenere inizialmente la temperatura del vapore, facendola aumentare gradualmente per 6 ore, non superando mai i 70 °C durante le successive 4 ore a temperatura costante e imponendo nelle ultime 2 ore una temperatura decrescente in modo tale da avere un ciclo completo di 12 ore ed evitare così lo shock termico. Ultimato il processo di maturazione accelerata i manufatti dovrebbero essere coperti con teli di cellophane al fine di evitare una troppo rapida disidratazione della massa, che potrebbe produrre una anomala diminuzione delle resistenze meccaniche con la possibilità di fessurazioni.

Campi d'impiego

Il calcestruzzo schiumato è un materiale che permette la realizzazione di tutti gli elementi costruttivi costituenti un edificio, Figura 3.7, senza il bisogno di dover ricorrere ad altri materiali quali, ad esempio, quelli soventemente utilizzati per la coibentazione delle pareti esterne o per la difesa dai rumori. Del resto, tale materiale può essere utilizzato per realizzare qualunque tipo di struttura edilizia, dalle murature portanti agli elementi divisori (forse il campo d'impiego più comune) e tramezzi, dai solai alle coperture, dagli architravi alle tavelle, dalle sistemazioni interne alle ristrutturazioni.

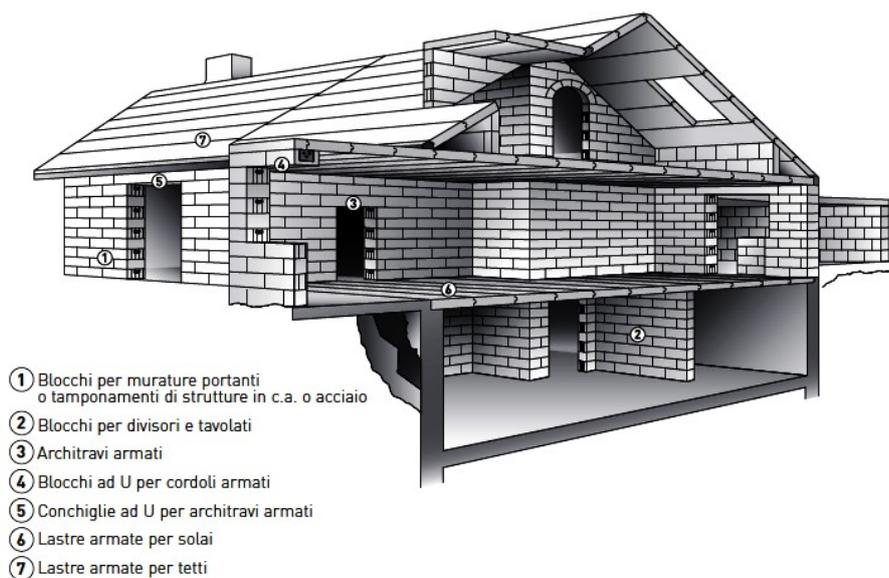


Figura 3.7 Elementi costruttivi di un edificio realizzabili con il calcestruzzo schiumato

Infatti, in ottica di un utilizzo del calcestruzzo schiumato per la produzione di elementi prefabbricati in stabilimento, è possibile realizzare manufatti di varie dimensioni, lastre, pannelli e blocchi monolitici e autoportanti ad esempio, da impiegare a seconda del bisogno. Ovviamente si tratta di manufatti prefabbricati e semiprefabbricati che possono essere ottenuti esclusivamente in stabilimento, con caratteristiche controllabili e ben definite. I blocchi possono essere realizzati con fianchi ad incastro maschio/femmina e con maniglie per facilitarne la collocazione in opera e le operazioni di trasporto ed, eventualmente, con la presenza di fori all'interno per il posizionamento di un'armatura concentrata, resa poi collaborante mediante un getto in opera, così da realizzare pannelli armati con funzioni anche strutturali.

Oltre agli impieghi appena visti, relativi alla prefabbricazione e alla semiprefabbricazione in stabilimento e, per tale ragione, comuni anche ai calcestruzzi gassosi, contrariamente a questi ultimi i calcestruzzi schiumati possono essere gettati direttamente in opera, ampliando ancor più le loro possibili applicazioni in campo ingegneristico edile-civile. In particolare, i calcestruzzi schiumati da gettare in opera confezionati con densità comprese tra 300 kg/m^3 e 600 kg/m^3

possono essere impiegati per la realizzazione di isolamenti termici di tetti piani con relative pendenze, sottofondi per pavimenti rigidi, sottofondi per campi da tennis, riempimenti di intercapedini, coibentazione di canalette, protezioni contro il fuoco di strutture in acciaio, masse di compensazione per protezioni di gallerie e di pipelines, sottofondi e coperture di discariche, bonifica e consolidamento dei terreni, riempimenti di caverne e pozzi sotterranei al fine di prevenire crolli, riempimenti anticorrosivi, riempimenti per ridurre la pressione idrostatica sui muri di contenimento e, in generale, qualsiasi tipo di riempimento dove sia richiesto un elevato isolamento termico [63]; quelli aventi densità comprese tra 600 e 900 kg/m³ trovano impiego come sottofondi per pavimentazioni di stalle, porcilaie e pavimentazioni industriali, getti in opera di tamponature esterne, elementi divisori interni e solai, getti per calcestruzzo ammortizzante (“soft ground arresting system”) e per dissipazione di energia sismica; quelli caratterizzati da densità comprese tra 900 kg/m³ e 1200 kg/m³ vengono utilizzati per la realizzazione di sottofondi per pavimenti elastici e per getti in opera di pannelli murari dalla bassa massa volumica; infine quelli con densità tra 1200 kg/m³ e 1700 kg/m³ trovano destinazione nel getto in opera di pareti con buone caratteristiche meccaniche e ornamenti per giardini [22].

Un campo del settore delle costruzioni in cui la domanda, negli ultimi anni, è sempre più crescente è senz'altro quello relativo a materiali contraddistinti da ridotta massa volumica associata ad ottime proprietà isolanti e discrete proprietà meccaniche, tutte peculiarità possedute dai calcestruzzi schiumati ultra-leggeri, ossia caratterizzati da densità inferiori a 500 kg/m³. Tuttavia l'elevata instabilità, dovuta alla separazione nella miscela allo stato fresco tra la fase solida e le bolle d'aria, che caratterizza questo materiale a densità così basse, come mostrano i drammatici collassi di Figura 3.8, ne limita fortemente, se non del tutto, l'elevatissimo potenziale d'impiego [46]. Tale instabilità può presentarsi immediatamente dopo la fine della fase di miscelazione o, più frequentemente, dopo qualche decina di minuti dal confezionamento, sebbene, in rari casi, possa esibirsi anche dopo le prime 24 ore di stagionatura; in generale, più bassa è la densità, minore è il tempo che occorre per il manifestarsi dell'instabilità.



Figura 3.8 Esempi di instabilità di calcestruzzi schiumati ultra-leggeri [46]

Il superamento di questi fenomeni di instabilità è un campo di ricerca molto attuale nel settore dei calcestruzzi schiumati. In particolare, in [46] gli autori sostengono che l'unico modo per prevenirla sia quello di far solidificare la pasta cementizia prima che le bolle si instabilizzino tendendo a risalire verso la superficie per galleggiamento. Infatti, se nel caso di calcestruzzi schiumati con densità a partire da 600 kg/m^3 tale processo di instabilità è efficacemente contrastato dalla fase di inizio presa del cemento, nel caso degli ultra-leggeri, dove la quantità di cemento per unità di volume è ridottissima, si ha un significativo ritardo dell'inizio presa della pasta con il rischio che la presa cominci quando sia ormai troppo tardi. Tra le diverse soluzioni ipotizzate, tra cui l'incremento della temperatura, l'impiego di additivi acceleratori del processo di presa comunemente utilizzati nel settore cementizio, di viscosizzanti e di stabilizzatori di schiuma, l'unica che ha fornito esiti positivi è stata quella di utilizzare una miscela di due cementi: il classico Portland e il CSA, ossia cemento solfoalluminoso, caratterizzato da una maggiore rapidità dei processi di presa e di indurimento. L'espedito di sostituire il 5% di cemento Portland con CSA ha permesso di ottenere miscele stabili fino a densità di 200 kg/m^3 , mentre percentuali di sostituzione del 10% hanno consentito di scendere fino alla densità limite di 150 kg/m^3 , oltre la quale la maggiore quantità di CSA necessario per la stabilizzazione non ha consentito l'immissione della schiuma nella miscela per via di una troppo rapida presa della pasta cementizia. A questa soluzione sono state comunque mosse delle critiche poiché la riduzione sostanziale del tempo di inizio presa della pasta cementizia rende molto difficoltosa la miscelazione della schiuma e, se questa dovesse comunque riuscire, le successive fasi di trasporto e pompaggio.

Caratteristiche meccaniche: resistenza a compressione, a trazione e modulo di elasticità

Le resistenze meccaniche del calcestruzzo schiumato sono fortemente influenzate dalla massa volumica del materiale e, seppur in minor misura, dal contenuto e dalla tipologia di cemento, dai rapporti a/c e a_r/c , dalle qualità della schiuma preformata, dalle proprietà degli aggregati, dalle modalità di miscelazione, dalle condizioni di stagionatura e dalle dimensioni dei provini. Dell'influenza dei rapporti a/c e a_r/c e della necessità di considerare il rapporto $(a + a_r)/c$ quando il volume di aria intrappolata si avvicina a quello dell'acqua si è già detto precedentemente. La significativa influenza della massa volumica è facilmente intuibile in quanto al diminuire della densità si registra un contestuale incremento del volume dei vuoti all'interno del campione, con la conseguenza che parte del volume che a più alte densità è occupato dalla matrice cementizia, a densità via via più basse è occupato sempre più dalle bolle d'aria, con conseguente drastica riduzione delle resistenze meccaniche. La resistenza a compressione può variare da circa 0,1 MPa fino a circa 25 MPa col crescere della densità da 200 kg/m^3 a 1700 kg/m^3 . In particolare, a 28 giorni, sui 400 kg/m^3 di massa volumica secca si aggira intorno a 1 MPa [20], sui 600 kg/m^3 intorno a 4 MPa [20], 3,40 MPa [64] e 0,5 MPa [65], sugli 800 kg/m^3 intorno a 5 MPa [19] e 7 MPa [64], sui 1000 kg/m^3 intorno a 5 MPa [20], 3 MPa [65] e 8 MPa [19], sui 1200 kg/m^3 intorno a 7 MPa [20], 12 MPa [19] e 17 MPa [64], sui 1400 kg/m^3 intorno a 12 MPa [20], 8 MPa [65], infine sui 1600 kg/m^3 intorno a 18 MPa [20]. Dunque, le numerose pubblicazioni scientifiche incentrate sulla correlazione tra la resistenza a compressione e la densità dei calcestruzzi schiumati concordano riguardo il significativo incremento di resistenza al crescere della densità [66]; le discordanze tra i valori di resistenza a compressione a

specifiche densità ottenuti nelle diverse campagne sperimentali si devono alle differenze nei materiali e nei mix design impiegati dai diversi sperimentatori. La relazione che intercorre tra resistenza a compressione e massa volumica può essere considerata lineare entro certi range di densità [67], ma, prendendo in considerazione l'intero campo di possibili densità ottenibili con l'utilizzo di questo materiale il fitting migliore è certamente rappresentato da una relazione curvilinea più o meno complicata. Relativamente all'influenza degli aggregati, l'utilizzo di sabbia fine, a parità di densità e rapporto sabbia cemento, permette di ottenere resistenze a compressione maggiori rispetto all'impiego di sabbia grossolana. Questo è dovuto al fatto che la distribuzione dei vuoti nei calcestruzzi schiumati confezionati con sabbia fine risulta più uniforme e di ridotte dimensioni rispetto a quella relativa a miscele confezionate con sabbia più grossolana [68], [69]. Anche le caratteristiche della schiuma preformata impiegata influenzano la resistenza a compressione come mostrano le evidenze sperimentali ottenute in [70] sebbene limitatamente a calcestruzzi schiumati caratterizzati da masse volumiche medio-alte.

Negli ultimi anni, i maggiori sforzi dei ricercatori si sono concentrati sullo studio di particolari miscele che, prevedendo l'impiego di aggiunte minerali provenienti, se possibile, da sottoprodotti di scarto di altre industrie così da ottenere un materiale quanto più a basso impatto ambientale, permettessero di incrementare il più possibile le resistenze a compressione dei calcestruzzi schiumati. Questa tecnica è ben nota nell'ambito dei calcestruzzi tradizionali, dove l'impiego di fumo di silice, associato alla presenza di superfluidificanti e a bassissimi rapporti a/c permette di ottenere i cosiddetti calcestruzzi DSP (Densified with Small Particle) appartenenti alla classe degli HPC (High Performance Concrete), conglomerati cementizi capaci di manifestare resistenze a compressione anche superiori a 100 MPa [24]. Diversi autori hanno dunque valutato l'influenza dell'aggiunta di diverse quantità di cenere volante e/o fumo di silice sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati. Tali aggiunte minerali possono essere impiegate in parziale o totale sostituzione della sabbia fine, portando a sostanziali incrementi delle resistenze a compressione dei campioni, come mostrano le sperimentazioni presenti in [62] e in [71], oppure, soluzione ancor più vantaggiosa nei riguardi dell'impatto ambientale in quanto consente di ridurre l'utilizzo di un componente energivoro come il cemento, in sostituzione parziale proprio di una certa quantità di quest'ultimo. A tal proposito, le sperimentazioni effettuate in [72] hanno messo in evidenza che la sostituzione di alti contenuti di cemento con una stessa quantità di cenere volante nei calcestruzzi schiumati ultra-leggeri comporta una drastica riduzione della resistenza a compressione dei provini. Questa evidenza sperimentale è in netto contrasto con quanto concluso in [73], dove viene riportato che, nei calcestruzzi schiumati a basse densità, più che le proprietà dei vari costituenti, la resistenza a compressione è influenzata dalla presenza di grandi volumi di schiuma. Analizzando, invece, gli studi sperimentali effettuati su calcestruzzi schiumati caratterizzati da masse volumiche più elevate, come quelli riportati in [74] con densità circa pari a 800 kg/m^3 , si evince che la sostituzione, fino al 30%, del contenuto di cemento con cenere volante comporta un leggero incremento della resistenza a compressione dei campioni; risultati simili si trovano anche nelle evidenze sperimentali riportate in [75] e [68] e si ritiene siano dovuti allo sviluppo di un forte legame interparticellare tra il gel di cemento e le particelle di cenere volante con una maggiore densificazione della matrice cementizia inglobante le bolle d'aria che, presumibilmente, ne migliora le prestazioni anche nei riguardi della durabilità. Interessanti

sono, inoltre, i risultati ottenuti in [65]: mentre a 28 giorni le resistenze a compressione di calcestruzzi schiumati confezionati sostituendo il 15% del contenuto di cemento con cenere volante risultavano di poco superiori a quelli confezionati con una sostituzione del 30% per tutte le densità secche analizzate (600 kg/m^3 , 1000 kg/m^3 e 1400 kg/m^3), quelle a 180 giorni facevano registrare un trend del tutto opposto, mettendo in luce che, quanto maggiore è il contenuto di cenere volante, tanto maggiore deve essere il tempo affinché si sviluppino le ulteriori reazioni di idratazione dovute all'attività pozzolanica delle aggiunte minerali stesse. A tal proposito, tutti gli autori concordano che gli effetti benefici dovuti alle aggiunte minerali, più che nel breve periodo, entrano in gioco per tempi di stagionatura superiori ai 28 giorni [75], consentendo alle miscele di raggiungere resistenze ultime a lunghe stagionature ben superiori rispetto a quelle possedute in assenza delle aggiunte minerali. In [76] viene messo in luce come l'aggiunta di fumo di silice comporti un incremento della resistenza a compressione del calcestruzzo schiumato soprattutto nel caso di un suo utilizzo nella percentuale del 15% rispetto al peso del cemento; ulteriori incrementi di fumo di silice comportano invece incrementi di resistenza trascurabili rispetto al campione di controllo. Infatti le evidenze sperimentali riscontrate dagli sperimentatori hanno mostrato incrementi della resistenza a compressione a 7 giorni rispetto al caso senza fumo di silice del 13%, 32% e 2% nel caso dell'aggiunta di una quantità di fumo di silice del 10%, 15% e 20% sul peso di cemento rispettivamente; tali incrementi, per la resistenza a compressione a 28 giorni, crescono leggermente, attestandosi rispettivamente intorno al 13,5%, 40% e 4%. Il significativo miglioramento della resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati ottenibile mediante l'impiego di fumo di silice è confermato dalla campagna sperimentale riportata in [77], in cui l'incremento di resistenza a compressione si aggira intorno al 25%, riuscendo ad ottenere resistenze dell'ordine di 45 MPa, 32 MPa, 20 MPa e 12 MPa per densità pari a 1500 kg/m^3 , 1300 kg/m^3 , 1000 kg/m^3 e 800 kg/m^3 rispettivamente (ottenute utilizzando però un cemento di classe 72,5R) tali da lasciar pensare ad un possibile impiego di questo materiale anche per scopi strutturali.

Queste aggiunte minerali, inoltre, andando a rimpiazzare parte della quantità di cemento presente, consentono di ridurre lo sviluppo del calore di idratazione, permettendo così di prevenire possibili problemi di ritiro e fessurazione che l'eccessivo calore di idratazione potrebbe indurre; le aggiunte minerali si propongono, dunque, come un'ottima soluzione nei casi in cui il dosaggio di cemento per metro cubo di calcestruzzo alleggerito superi i 600 kg/m^3 .

Infine, le evidenze sperimentali hanno mostrato come la resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati possa aumentare anche più del 100% nel periodo da 28 a 365 giorni [22], [75].

Così come visto per la resistenza a compressione, anche la relazione tra resistenza a trazione e la massa volumica dei calcestruzzi schiumati può essere considerata con buona approssimazione lineare se ci si riferisce ad un range ristretto di densità, mentre è meglio espressa da una relazione non lineare se viene preso in considerazione l'ampio orizzonte di tutte le possibili densità ottenibili. La resistenza a trazione è davvero molto bassa, sostanzialmente del tutto trascurabile, nel caso dei calcestruzzi schiumati ultra-leggeri, dove la notevole porosità del materiale non gli permette di manifestare, senza l'impiego di opportune strategie di rinforzo, apprezzabili resistenze né a trazione né a taglio [78]. Nello stesso studio [78] viene messo in luce come il rapporto tra la resistenza a trazione e quella a compressione dei calcestruzzi schiumati, esclusi gli ultra-leggeri,

vari in genere tra 0,25 e 0,35, sebbene nella letteratura specifica non manchino casi in cui le sperimentazioni abbiano esitato valori leggermente inferiori di questo rapporto: 0,15 [76]. In particolare, la resistenza a trazione a 28 giorni si attesta nell'ordine di 1 MPa per calcestruzzi schiumati di densità circa pari a 1000 kg/m³, sollevandosi fino a 2 MPa al crescere della densità fino a 1400 kg/m³ [65]. In ogni caso, la resistenza a trazione esibita dai calcestruzzi schiumati risulta più bassa rispetto a quella relativa ai calcestruzzi tradizionali e ai calcestruzzi di aggregati leggeri caratterizzati da pari resistenze a compressione [54]. Ciò è da attribuirsi ad una migliore capacità tagliante associata ad un maggiore ingranamento tra i vari costituenti della miscela che contraddistingue conglomerati cementizi in cui non sono presenti bolle d'aria.

L'aggiunta di cenere volante, sia nella quantità del 15% che del 30% sul peso del cemento, dà luogo ad un leggero incremento della resistenza a trazione del calcestruzzo schiumato, come mostra la campagna sperimentale su provini di calcestruzzo schiumato aventi densità di 1000 kg/m³ e 1400 kg/m³ riportata in [65].

In [76] e in [77] è stata valutata, inoltre, l'influenza dell'aggiunta di fumo silice sulla resistenza a trazione dei calcestruzzi schiumati. In particolare le sperimentazioni presentate in [76] rispecchiano quanto già precedentemente riportato riguardo l'influenza di questa aggiunta minerale sulla resistenza a compressione: gli incrementi della resistenza a trazione, sono massimi in corrispondenza di una percentuale di fumo di silice del 15% rispetto al cemento (28% e 26% a 7 e 28 giorni rispettivamente), tendendo poi ad essere trascurabili per percentuali di impiego di fumo di silice superiori. In [77] i campioni di calcestruzzo schiumato additivato con fumo di silice, anche grazie al già ricordato impiego di cemento Portland di classe 72,5R raggiungono resistenze a trazione di circa 5,1 MPa, 4,1 MPa, 2,8 MPa e 2,4 MPa per densità pari a 1500 kg/m³, 1300 kg/m³, 1000 kg/m³, 800 kg/m³ rispettivamente, con una relazione tra resistenza a trazione f_t e a compressione R_c espressa dalla seguente relazione 3.5:

$$f_t = 0,5806 \cdot R_c^{0,66632} \quad (3.5)$$

Il modulo di elasticità dei calcestruzzi schiumati cresce all'aumentare della densità in modo non propriamente lineare [70] ed è caratterizzato da valori sostanzialmente inferiori rispetto a quelli dei calcestruzzi ordinari, variando generalmente tra 1000 MPa e 12000 MPa al variare della densità tra 500 kg/m³ e 1600 kg/m³ [79]; a parità di resistenza a compressione, i calcestruzzi schiumati presentano valori del modulo elastico fino a quattro volte inferiori rispetto ai calcestruzzi ordinari [54]. Il Comitato Europeo del Calcestruzzo suggerisce per i calcestruzzi schiumati l'assunzione di un modulo di elasticità E [kg/cm²] determinato attraverso la relazione 3.6 per deformazioni di breve durata e la relazione 3.7 per deformazioni di lunga durata:

$$E = 5000\sqrt{\gamma \cdot R_c} \quad (3.6)$$

$$E = 3000\sqrt{\gamma \cdot R_c} \quad (3.7)$$

essendo γ [g/cm³] la densità e R_c [kg/cm²] la resistenza a compressione.

Proprietà fisiche: ritiro, assorbimento d'acqua, assorbimento per capillarità, isolamento termico, permeabilità al vapore, proprietà acustiche, resistenza al fuoco, resistenza ad ambienti aggressivi

Come tutti i prodotti a base cementizia, anche i calcestruzzi schiumati presentano il manifestarsi del fenomeno del ritiro soprattutto durante i primi venti giorni di stagionatura [80]. Il valore del ritiro dipende da diversi fattori quali la massa volumica, il tipo e la quantità di cemento, le

proprietà degli aggregati, il mix design, le modalità di maturazione (ad esempio la maturazione in autoclave permette di ridurlo del 12%÷50% [81]), e varia tra lo 0,1% e lo 0,3% del volume del campione. Inoltre esso è solitamente superiore, anche fino a dieci volte, rispetto a quello che caratterizza i calcestruzzi ordinari [78], per via dei più alti contenuti di cemento, acqua e frazione fine dell'aggregato che accompagnano i calcestruzzi schiumati. Invece non risulta ancora del tutto chiara l'influenza della massa volumica sul ritiro di questo materiale; i dati presenti nella letteratura specifica risultano essere infatti contrastanti, in quanto se le evidenze sperimentali presentate in [82] mostrano un decremento del ritiro al crescere del volume di schiuma o, in altre parole, al decrescere della densità, quelle esibite in [77] evidenziano un comportamento del tutto divergente: il ritiro aumenta col diminuire della densità. E, se nel primo caso la spiegazione del comportamento potrebbe essere ricercata nel minor contenuto di cemento associato ai più alti valori del volume di schiuma, nel secondo la si troverebbe proprio nella maggiore presenza di vuoti e nella contestuale riduzione della frazione di aggregato che, come noto, si oppone al fenomeno del ritiro. Risulta invece ben chiaro come la sostituzione di parte del contenuto di cemento con cenere volante o fumo di silice comporti una riduzione del ritiro del calcestruzzo schiumato a qualunque densità per via del più basso contenuto di cemento e, conseguentemente, del minor calore di idratazione sviluppato. Invece, una parziale o totale sostituzione dell'aggregato con cenere volante o fumo di silice comporta un leggero incremento del ritiro per via della maggiore capacità di contenimento di tale fenomeno posseduta dalla sabbia, rispetto a quella delle aggiunte minerali contraddistinte da dimensioni sensibilmente più piccole [71]. Infine, l'impiego di fibre [83] o di aggregati leggeri [84] rappresentano possibili efficaci strategie utili a limitare significativamente il fenomeno del ritiro nei calcestruzzi schiumati.

A causa dell'assorbimento del vapore e dell'umidità presente nell'atmosfera, il calcestruzzo schiumato contiene, come del resto il calcestruzzo ordinario, una certa quantità d'umidità che dipende dalle condizioni ambientali, dalla densità e dal mix design. In [85] è precisato che la valutazione dell'assorbimento d'acqua in termini di aumento percentuale della massa del provino rispetto alle condizioni secche, così come avviene per i calcestruzzi tradizionali, può condurre a risultati fuorvianti viste le sostanziali differenze in termini di densità che possono manifestare i provini di calcestruzzo schiumato; ciò porta a preferire, per questo tipo di materiale, la determinazione dell'assorbimento in termini volumetrici, ossia come volume di acqua assorbito dal campione. In particolare, se con la prima metodologia sembrerebbe che l'assorbimento d'acqua cresca drasticamente al diminuire della densità, passando dal 17% al 35% col decremento della densità da 1400 kg/m³ a 500 kg/m³, in questo stesso range la seconda metodologia mette in luce un assorbimento volumetrico d'acqua quasi costantemente pari a 250÷260 kg/m³, senza quindi, mostrare un sostanziale incremento dell'assorbimento al decrescere della densità. Questo comportamento può anche essere correlato con la struttura a celle chiuse che caratterizza la distribuzione dei pori inglobati nei calcestruzzi schiumati: non tutti i pori saranno riempiti d'acqua. Gli studi presenti in [53] forniscono rilevanti informazioni sulla connettività dei pori di un calcestruzzo schiumato, distinguendo tra pori a celle aperte, quelli effettivamente imbibiti d'acqua, e quelli a celle chiuse che, come detto, non presentano acqua al loro interno. La connettività dei pori è strettamente connessa al rapporto a/c : al crescere di questo rapporto si ha un notevole incremento di pori a celle aperte, con conseguente incremento dell'assorbimento di

acqua da parte del calcestruzzo schiumato. Dunque gli autori sostengono che il rapporto tra l'assorbimento d'acqua (valutato in termini volumetrici) e la porosità del campione rappresenta proprio il rapporto tra la porosità interconnessa e quella totale. Al crescere dell'interconnessione tra i pori si registra pure un decremento della resistenza a compressione del materiale dovuta ad una più elevata concentrazione di tensioni nello scheletro costituito dalla matrice cementizia. Il rapporto tra il volume dei pori caratterizzati da una struttura a celle aperte e il volume totale dei vuoti nei calcestruzzi schiumati è decisamente inferiore rispetto a quello relativo ai calcestruzzi gassosi [96]. Le aggiunte minerali incidono in modo non rilevante sull'assorbimento d'acqua: in particolare, la presenza di cenere volante e/o di fumo di silice nel mix design dei calcestruzzi schiumati provoca un limitato incremento di questa grandezza [74].

L'assorbimento di acqua per capillarità dei calcestruzzi schiumati è inferiore rispetto a quello dei calcestruzzi tradizionali e si riduce con il diminuire della densità [86], [87]; questo comportamento è causato dall'aumento della tortuosità del percorso di risalita capillare dell'acqua dovuto alla sempre maggiore presenza di bolle al diminuire della massa volumica. In particolare la risalita capillare aumenta da circa $0,35 \text{ mm/min}^{0,5}$ a circa $0,63 \text{ mm/min}^{0,5}$ col crescere della densità da 750 kg/m^3 a 1500 kg/m^3 . La risalita capillare non è dunque semplicemente funzione della porosità o della massa volumica del calcestruzzo schiumato, ma dipende soprattutto dal diametro dei pori, dalla loro distribuzione e connessione e, come detto, dalla tortuosità del percorso. La sostituzione di parte dell'aggregato fine con cenere volante comporta un leggero incremento dell'assorbimento per capillarità [88].

Una delle caratteristiche che fanno dei calcestruzzi schiumati, specialmente alle più basse densità, un materiale dalle grandi potenzialità applicative nel settore edilizio è proprio l'isolamento termico. Quest'ultimo, valutato in termini di coefficiente di conducibilità termica λ che rappresenta il trasporto di energia in forma di calore attraverso un corpo come risultato di un gradiente di temperatura, dipende fortemente dalla massa volumica, dal mix design, dalla distribuzione e dimensione dei vuoti inglobati nella pasta e, come si vedrà meglio nel Capitolo 6 a cui si rimanda per una trattazione più dettagliata dell'argomento, dall'umidità naturale del materiale. In particolare la conducibilità termica cresce all'aumentare della densità, incrementandosi dai circa $0,10 \text{ W/(mK)}$ associati alla densità secca di 200 kg/m^3 ai circa $0,55 \text{ W/(mK)}$ corrispondenti alla densità secca di 1600 kg/m^3 [20], passando per i $0,23 \text{ W/(mK)}$ associati a 1000 kg/m^3 e i $0,42 \text{ W/(mK)}$ associati a 1200 kg/m^3 [89], valori decisamente inferiori rispetto ai $1,6 \text{ W/(mK)}$ che contraddistinguono i calcestruzzi ordinari con massa volumica di 2200 kg/m^3 . In [90] l'utilizzo combinato di schiuma e perline di polistirolo ha consentito di ottenere un materiale con densità pari a 200 kg/m^3 e conduttività termica a secco di $0,06 \text{ W/(mK)}$, mentre in [53] l'utilizzo di uno stabilizzatore come l'idrossipropil metil cellulosa ha permesso di confezionare calcestruzzi schiumati caratterizzati da una densità pari a 150 kg/m^3 contraddistinti da conducibilità termiche dell'ordine di $0,049 \text{ W/(mK)}$, ma anche da resistenze scadenti. In [91] viene messo in evidenza che ad una riduzione della densità del calcestruzzo schiumato di 100 kg/m^3 corrisponde un decremento della conducibilità termica di $0,04 \text{ W/(mK)}$. Eventuali aggiunte minerali comportano delle influenze anche sulle proprietà di isolamento termico: in [92] le evidenze sperimentali mostrano che il rimpiazzo del 30% di cemento con cenere volante polverizzata conduce a decrementi della conducibilità termica compresi tra il 12% e il 38%. La

motivazione di tale risultato sperimentale è stata trovata proprio nella particolare morfologia e nella minore densità delle particelle di cenere volante che ha determinato un'estensione del percorso del flusso di calore. A parità di porosità e, quindi, di densità, a bolle d'aria di dimensioni minori, più uniformemente distribuite e con struttura a celle chiuse sono associati valori più bassi della conducibilità termica dei calcestruzzi schiumati. Questo risulta evidente in [53] dove ad un incremento del volume dei pori connessi corrisponde un incremento della conducibilità termica dei campioni di calcestruzzo schiumato analizzati. In [93], infine, gli autori sostengono che solo con pori aventi diametro dell'ordine dei nanometri, condizione peraltro assai difficile da perseguire nel campo dei prodotti a base cementizia, sia possibile raggiungere valori ridottissimi della conducibilità termica.

Anche la permeabilità al vapor acqueo¹² è un parametro di sostanziale importanza per la definizione del comportamento termico di un materiale. In particolare, nei calcestruzzi schiumati tale parametro è influenzato dalla massa volumica: infatti, un decremento di quest'ultima comporta un significativo incremento della permeabilità al vapor acqueo, contrariamente a quanto accadeva per l'assorbimento d'acqua; questo suggerisce che le bolle d'aria giocano un ruolo importante, anche nel caso di struttura a celle chiuse, nel meccanismo di trasferimento del vapor acqueo attraverso il campione. I calcestruzzi schiumati caratterizzati da densità superiori a 1250 kg/m³ mostrano permeabilità al vapor acqueo δ_v molto prossime ai calcestruzzi tradizionali. Le sperimentazioni effettuate in [85] hanno evidenziato che i valori di δ_v sono compresi tra 0,01 e 0,08 kgm/m²sMN/m² al variare della massa volumica dei calcestruzzi schiumati tra 1500 kg/m³ e 500 kg/m³. Nello stesso lavoro gli autori hanno investigato gli effetti sia delle aggiunte minerali, dimostrando che la presenza di cenere volante e/o fumo di silice comporta incrementi della permeabilità al vapor d'acqua soprattutto alle basse densità, che dell'assorbimento d'acqua, provando che ad un incremento di quest'ultimo parametro corrisponde un significativo incremento della permeabilità al vapor acqueo dei calcestruzzi schiumati (diversamente da quanto accade per i conglomerati privi di schiuma, dove ad incrementi dell'assorbimento corrispondono piccolissime crescite della permeabilità al vapor d'acqua). Queste considerazioni fanno capire come i meccanismi di assorbimento d'acqua e permeabilità al vapor acqueo siano essenzialmente diversi e siano influenzati da fattori differenti.

Riguardo le proprietà acustiche, mentre il calcestruzzo tradizionale tende a deviare le onde sonore, quello schiumato le assorbe, manifestando quindi migliori capacità di assorbimento acustico, anche fino a dieci volte superiori rispetto agli ordinari [78], proprio grazie alla sua struttura cellulare [94]. Infatti, la riflessione delle onde sonore è funzione dello spessore del pannello, dalla sua densità e rigidità [95]: materiali molto compatti e rigidi riescono a riflettere meglio il suono rispetto a quelli cellulari che, invece, lo assorbono [96].

Così come l'assorbimento acustico, anche la resistenza al fuoco dei calcestruzzi schiumati è nettamente superiore rispetto ai tradizionali. Questo miglior comportamento è dovuto alla maggiore omogeneità di questo materiale rispetto al calcestruzzo tradizionale, in cui la forte presenza di aggregato grossolano e fine porta, in corrispondenza di temperature molto alte, a

¹² La permeabilità al vapor acqueo è una misura del comportamento di un materiale al passaggio dell'umidità; in particolare rappresenta la quantità di vapore d'acqua che attraversa, per unità di tempo, un'unità di superficie del prodotto avente spessore unitario, per una differenza di pressione di vapore unitaria.

differenti gradi di espansione con più alto rischio di fessurazione, apertura di cricche e collassi [97]. La resistenza al fuoco dei calcestruzzi schiumati è influenzata dalla massa volumica, dal mix design e dalla distribuzione dei pori. In generale, al diminuire della densità si registra un incremento della capacità di resistere al fuoco di questo materiale: in particolare, al decrescere della massa volumica da 1200 kg/m³ a 950 kg/m³ la resistenza al fuoco del materiale cresce da 2 a 3,5 ore; inoltre, le sperimentazioni riportate in [98] hanno evidenziato che calcestruzzi schiumati con densità di 400 kg/m³ sono contraddistinti da resistenze al fuoco tre volte più basse rispetto a quelli con densità dell'ordine dei 150 kg/m³. Infine, quanto più la struttura del calcestruzzo schiumato è caratterizzata da un numero elevato di pori di piccole dimensioni con struttura a celle chiuse, tanto più alta sarà la sua capacità di resistenza al fuoco essendo il trasferimento di calore per radiazione una funzione inversa del numero di interfacce aria-solido attraversate [99].

Diversi sono poi gli studi presenti nella letteratura scientifica di settore relativi alla valutazione della durabilità di tale materiale in ambienti aggressivi. Appartenendo al mondo dei calcestruzzi cellulari, i calcestruzzi schiumati sono caratterizzati da ottime capacità di resistenza ai cicli di gelo e disgelo. I risultati sperimentali presentati in [88] mostrano poi una buona resistenza di questo materiale cementizio anche agli attacchi solfatici. Per quel che riguarda il fenomeno della carbonatazione, gli studi effettuati in [62] indicano che al diminuire della densità il tasso di carbonatazione tende a crescere portando ad un trascurabile incremento della massa volumica del manufatto. Come noto, il fenomeno chimico della carbonatazione, causato dall'anidride carbonica che combinandosi con la calce presente nel calcestruzzo dà luogo al carbonato di calcio, non è deleterio per le resistenze del calcestruzzo stesso le quali, anzi, crescono a seguito di questo processo; il problema riguarda i calcestruzzi armati: per effetto della carbonatazione viene a ridursi il pH del conglomerato (visto il minore valore di pH del carbonato, intorno a 9, rispetto a quello della calce, circa 12) con la perdita della protezione delle barre di armatura che, diventando vulnerabili all'attacco dell'ossigeno e dell'acqua, si arrugginiscono. Ciò porta ad una riduzione della sezione originale della barra e ad un aumento del suo volume, con la conseguente generazione di tensioni dirompenti nel calcestruzzo circostante che finisce per distaccarsi. Riguardo l'azione dei cloruri, infine, in [100] viene illustrato che, in generale, le performance dei calcestruzzi schiumati sono pressoché simili a quelle di un calcestruzzo ordinario con resistenza a compressione di 25 MPa: la struttura cellulare e l'elevata porosità, dunque, non necessariamente fanno del calcestruzzo schiumato un materiale poco duraturo grazie alla protezione offerta dai vuoti d'aria che agiscono da tampone [54].

Microstruttura

La formazione delle bolle all'interno della matrice cementizia è un processo dinamico e non è semplicemente l'incorporazione di una certa quantità di schiuma nella miscela; al termine di tale processo di incorporamento, la dimensione e la distribuzione delle bolle dipende da svariati fattori quali il mix design e le proprietà dei costituenti utilizzati, la modalità di miscelazione, la qualità della schiuma, la massa volumica allo stato fresco e il tipo di stagionatura. Riguardo quest'ultimo fattore, in [102] si mette in evidenza come non effettuare la maturazione in autoclave dia luogo ad una maggiore presenza di pori macro e micro-capillari per via di un'eccessiva presenza di acqua.

Nei calcestruzzi schiumati, infatti, si incontrano le diverse tipologie di pori già definite nel Paragrafo 3.2.4; in particolare nelle microscopie elettroniche di Figura 3.9, estratte da [101], vengono riportate le bolle d'aria intrappolate a), i pori macrocapillari b) e i pori microcapillari c); a questi, per completezza, si ricorda che vanno aggiunti i pori del gel contraddistinti da dimensioni comprese tra 1 e 10 nm. Evidentemente la presenza dei vuoti influisce anche sull'orientamento dei prodotti di idratazione del cemento.

Come più volte ricordato, la dimensione e la distribuzione dei pori influenzano le resistenze meccaniche, il ritiro, l'isolamento termico, l'assorbimento acustico, la resistenza ai cicli di gelo e disgelo, dunque la durabilità, e la resistenza al fuoco.

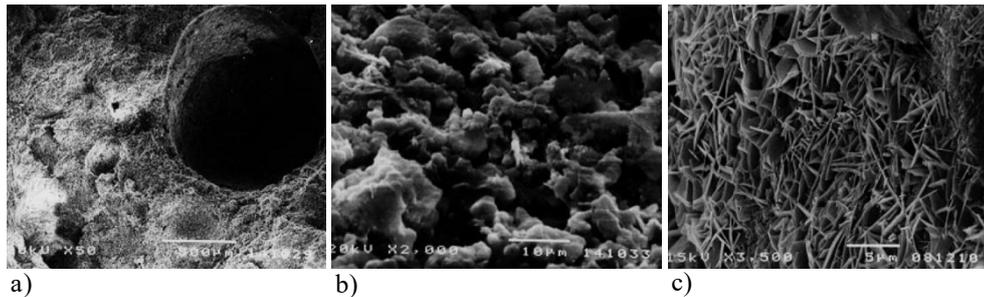


Figura 3.9 Differenti tipologie di pori in un calcestruzzo schiumato: bolle d'aria intrappolate a); pori macrocapillari b); pori micro-capillari c) [101]

La distribuzione dei vuoti d'aria all'interno del calcestruzzo schiumato può essere caratterizzata attraverso diversi parametri quali il volume totale, la distribuzione delle dimensioni, la dimensione media, la forma e la spaziatura tra le bolle. Al decrescere della densità o, corrispondentemente, al crescere della porosità, si registra non solo un incremento delle dimensioni dei pori macrocapillari e delle bolle d'aria intrappolate, ma anche un più ampio raggio di distribuzione delle dimensioni delle bolle stesse, con una contestuale riduzione dello spessore delle pareti di matrice cementizia che separano queste ultime e un peggioramento delle resistenze meccaniche [103]. Mentre, quanto più ridotte, omogenee e uniformemente distribuite sono le dimensioni delle bolle, tanto maggiori saranno le resistenze meccaniche del calcestruzzo schiumato [54]. In particolare, le evidenze sperimentali riportate in [46] mostrano che al diminuire della densità del calcestruzzo schiumato da 1000 kg/m^3 a 200 kg/m^3 , il diametro medio delle bolle si incrementa di una quantità variabile tra le due e le sei volte. In [104] viene inoltre evidenziato come l'effettiva dimensione e distribuzione dei vuoti d'aria all'interno della pasta cementizia condizioni le resistenze meccaniche soprattutto nel caso di masse volumiche inferiori a 1000 kg/m^3 , divenendo via via sempre più trascurabile superato tale valore.

Un altro importante aspetto è legato all'influenza del rapporto a/c sulla dimensione e distribuzione delle bolle messo in evidenza in [53]: all'aumentare di questo rapporto, associato ad una contestuale diminuzione della densità e ad un aumento della porosità, viene a diminuire la forza di tensione superficiale agente sulle bolle, con una maggiore probabilità di collasso e coalescenza delle bolle stesse. Questo risulta evidente dal confronto fotografico riportato in Figura 3.10, da cui si evince come i fenomeni di instabilità siano maggiormente evidenti nel calcestruzzo schiumato del caso b), caratterizzato da una densità di 201 kg/m^3 , un rapporto a/c pari a 0,9 e una

porosità del 92,56%, piuttosto che in quello del caso a), contraddistinto da una densità di 306 kg/m³, un rapporto a/c pari a 0,8 e una porosità di 88,67%. È interessante notare, inoltre, come in questo secondo caso la distribuzione dei pori sia più omogenea ed uniforme. In [46] i fenomeni di instabilità delle bolle, legati soprattutto al già discusso fenomeno del galleggiamento, cominciano a presentarsi in corrispondenza di un rapporto tra l'area delle bolle e quella dei solidi pari a 1; tale rapporto cresce al diminuire della densità, per cui gli autori concludono che un suo valore pressoché unitario è sintomo di una miscela di calcestruzzo schiumato prossima all'instabilità per via del superamento della forza stabilizzatrice di confinamento da parte di quella instabilizzante di galleggiamento.

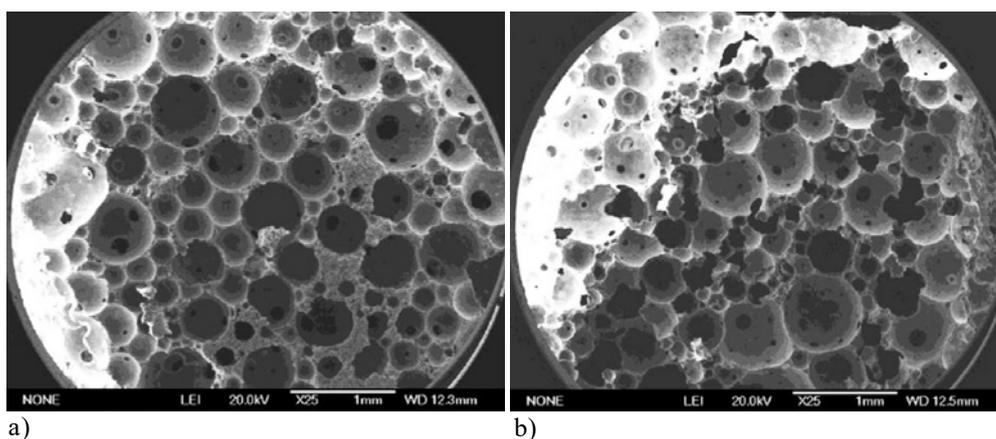


Figura 3.10 Microscopie elettroniche della distribuzione dei vuoti di calcestruzzi schiumati caratterizzati da: densità di 306 kg/m³, rapporto a/c pari a 0,8 e porosità dell'88,67% a); densità di 201 kg/m³, rapporto a/c pari a 0,9 e porosità del 92,56%

Riguardo l'influenza delle aggiunte minerali (cenere volante e/o fumo di silice) sulla distribuzione delle bolle nei calcestruzzi schiumati, le evidenze sperimentali presenti nella letteratura di settore, eccezion fatta per [105], concordano nell'affermare che esse sono di ausilio al perseguimento di una distribuzione di vuoti d'aria più omogenea ed uniforme: queste particelle fini, infatti, permettono di ottenere un rivestimento più compatto e regolare su ogni bolla, limitandone il collasso e la coalescenza [54]. Tuttavia gli esiti relativi all'incidenza sulle dimensioni sono leggermente contrastanti in quanto in [74], [65] e [106] $\alpha\lambda\lambda\alpha$ presenza di cenere volante e di fumo di silice [107] è associata una riduzione delle dimensioni dei pori, nel caso del fumo di silice associata soprattutto a quelle dei pori micro-capillari, mentre in [108] e [109] si nota un incremento delle dimensioni, soprattutto quelle dei pori micro-capillari. Queste differenze sono dovute al tipo di impiego che si fa delle aggiunte minerali: se queste vengono utilizzate in sostituzione di parte del contenuto di cemento allora si registrerà un aumento delle dimensioni delle bolle inglobate nella matrice cementizia, qualora invece subentrino in sostituzione di parte dell'aggregato fine, ovviamente se presente, si avrà un decremento delle dimensioni dei pori [110].

Relativamente all'influenza esercitata dalle caratteristiche della schiuma preformata, l'impiego di schiume generate utilizzando tensioattivi proteici permette di ottenere bolle di

dimensioni minori, più sferiche ed uniformi rispetto a quelle risultanti da schiume realizzate con tensioattivi sintetici [70].

Anche l'uso di additivi, come i superfluidificanti, può ridurre la dimensione dei vuoti e la loro connessione reciproca, aumentandone contestualmente il numero e migliorandone la stabilità [111]. Tuttavia il comportamento dei calcestruzzi schiumati sia in termini di stabilità che di distribuzione dei pori in presenza di additivi chimici non può essere generalizzato, dipendendo i processi dinamici di intrappolamento e stabilizzazione delle bolle d'aria fortemente dalla natura degli elementi chimici in gioco (tensioattivo, superfluidificante, accelerante, ecc.) che risulta essere estremamente variabile a seconda del prodotto utilizzato.

Infine, per quel che riguarda la trattazione della viscosità, dell'yield stress e, più in generale, delle proprietà reologiche del calcestruzzo schiumato si rimanda alla lettura del Capitolo 5.

3.5 I test effettuati sui calcestruzzi schiumati classici

La campagna sperimentale sui calcestruzzi schiumati classici, ossia non estrudibili, presentata in questo capitolo nasce col proposito di rappresentare una solida base di confronto cui riferire i risultati relativi all'attività di ricerca focalizzata all'ottenimento di un materiale cementizio alleggerito con schiuma caratterizzato allo stato fresco da coesione, yield stress e viscosità tali da renderlo estrudibile. Infatti, il semplice confronto con i dati sperimentali già presenti nella letteratura specifica avrebbe potuto condurre a conclusioni non veritiere, vista la significativa influenza sulle proprietà dei calcestruzzi schiumati delle modalità di miscelazione, del mix design, delle qualità soprattutto della schiuma, ma anche degli altri costituenti impiegati, e così via. Contrariamente, il riferimento a dati sperimentali relativi a calcestruzzi schiumati ottenuti impiegando le stesse attrezzature (generatore di schiuma, miscelatore, frusta miscelatrice), le stesse modalità di preparazione dei provini (velocità di miscelazione, durata dalle fasi di miscelazione, dimensione dei provini) ed identici materiali (cementi, schiuma ed additivi vari) permette di ottenere un quadro perfettamente chiaro dell'esperienza sperimentale. Cionondimeno, la presente campagna sperimentale ha consentito di mettere in luce alcuni aspetti fondamentali riguardanti l'influenza sulla resistenza a compressione e, più in generale, sulle proprietà meccaniche dei calcestruzzi schiumati classici, di alcuni fattori non ancora risaltati nella pur ampia letteratura scientifica di settore.

Nello specifico la campagna sperimentale consta di 115 campioni utilizzati per analizzare gli effetti sulla resistenza a compressione del calcestruzzo schiumato dovuti al tipo di cemento, alla natura del tensioattivo, alla massa volumica del campione, alle condizioni di stagionatura, alla presenza di superfluidificanti ed al rapporto a/c . Le sperimentazioni sono state effettuate su provini cubici di lato 5 cm; tale scelta non è solo dettata da ragioni di ovvio risparmio di materiale e di tempo, ma è anche giustificata da: 1) risultati presenti in [112] dove le evidenze sperimentali mostrano che tale scelta, rispetto ai cubi di lato 10 cm e a quelli di lato 15 cm, risulta la più conservativa: i cubi di 5 cm di lato manifestano, infatti, resistenze inferiori del 5% circa rispetto quelli di lato 15 cm, mentre, rispetto questi ultimi, quelli di lato 10 cm presentano resistenze superiori del 15% circa; 2) dall'assenza di aggregato, viste le basse densità in esame, le cui dimensioni più grossolane, nel caso di un suo utilizzo, avrebbero potuto inficiare i risultati ottenuti impiegando provini cubici di lato 5 cm; 3) normativa americana ASTM C109.

3.5.1 Materiali

La campagna sperimentale è stata effettuata utilizzando due diversi tipi di cemento, entrambi in ottemperanza alla norma UNI EN 197-1 [113] riguardo le proporzioni dei diversi costituenti:

- cemento Portland CEM I 52,5R;
- cemento Portland al calcare CEM II A-L 42,5 R;

tre differenti tipologie di tensioattivo, dei quali alcune proprietà sono riportate in Tabella 3.1, per la generazione della schiuma:

- tensioattivo proteico Foamin C[®], prodotto dalla Mibo s.r.l., comunemente impiegato nel campo dei calcestruzzi schiumati;
- tensioattivo sintetico SLS (Sodium Laureth Sulfate), utilizzato soventemente in attività di laboratorio e in campo industriale, soprattutto nelle industrie di saponi;
- tensioattivo sintetico FoamTek, prodotto dalla Tekna Chem s.p.a. per la produzione di calcestruzzi schiumati [114].

Tabella 3.1 Proprietà dei tensioattivi utilizzati

tensioattivo	aspetto	colore	peso specifico [g/cm ³]	pH
Foamin C [®]	liquido	marrone	1.15	6.6
FoamTek	liquido	ambra	1.00	7.5
SLS	liquido	trasparente	1.05	9.5

L'impiego di tensioattivi proteici per la realizzazione di calcestruzzi alleggeriti trova le sue radici storiche nell'URSS del 1970, dove era consuetudine aggiungere sangue in polvere nei conglomerati cementizi come agente introduttore d'aria: ne era sufficiente una quantità tra lo 0,02% e lo 0,1% per ottenere una quantità d'aria intrappolata nel conglomerato cementizio compresa tra il 5% e il 25%. Al giorno d'oggi i tensioattivi di natura proteica comunemente utilizzati nell'industria del calcestruzzo sono ottenuti mediante processi industriali sul sangue di suidi e di bovini. Il componente principale di queste sostanze, che consistono per oltre il 99% di proteine animali, è costituito da globuli rossi. Un effetto secondario indotto dalla presenza di questi additivi nei conglomerati cementizi di cui occorre certamente tener conto è il significativo ritardo che essi inducono sui processi di idratazione della pasta cementizia, comportando un rallentamento del tempo di fine presa di circa il 50% nel caso di percentuali di utilizzo anche solo dello 0,05%; questo ritardo, al contrario, non è registrato nel caso dei tempi di inizio presa [115].

Al fine di valutare anche l'effetto della presenza del superfluidificante nella miscela di calcestruzzo schiumato, alcuni campioni, in particolare quelli denominati #2, #3 e #4, sono stati confezionati utilizzando il superfluidificante liquido Sikament[®]-330 a base di polimeri di sintesi [116].

3.5.2 Mix design

In Tabella 3.2 sono riportati i mix design di tutte le serie di campioni di calcestruzzo schiumato preparate utilizzando un miscelatore verticale con velocità di rotazione della frusta miscelatrice

pari a 1200 rpm. In particolare, in tabella sono riportati i contenuti di cemento c , d'acqua a , di schiuma s , di superfluidificante sp (laddove impiegato) e i rapporti a/c , s/c e $(a + s)/c$. La stragrande maggioranza dei campioni è stata confezionata utilizzando un rapporto a/c fissato pari a 0,3, variando la quantità di schiuma al fine di raggiungere la densità desiderata, diversamente da quanto presente in alcuni studi della letteratura scientifica di settore [117]. Questa scelta è dettata in primo luogo dalla volontà di voler ottenere dei dati sperimentali che potessero costituire una solida base di confronto per le successive attività di ricerca relative allo sviluppo di una nuova tipologia di calcestruzzi schiumati che possedesse la peculiarità dell'estrudibilità; è infatti evidente che al crescere del rapporto a/c si incrementa notevolmente la fluidità della pasta cementizia, inficiando o, comunque, rendendone ancor più complesso l'ottenimento dell'estrudibilità. Questa banale considerazione ha suggerito la scelta di fissare il rapporto a/c al valore 0,3. Per di più, l'adozione di un rapporto a/c fissato consente di investigare il comportamento e la stabilità delle schiume, generate utilizzando tensioattivi di differente natura, all'interno di paste cementizie alle medesime condizioni di fluidità. Per i casi di maggior interesse, poi, ai fini di una più ampia comprensione del comportamento delle diverse schiume e dei risultati ottenuti, sono state replicate alcune serie incrementando tale rapporto a 0,5 e 0,7.

La quantità di schiuma è stata regolata in modo da raggiungere le tre densità secche target oggetto del presente studio sperimentale: 400 kg/m³, 600 kg/m³ e 800 kg/m³ con una tolleranza sulle densità effettivamente ottenute pari a ± 50 kg/m³ [60].

In generale, come si può notare dai dati riportati in Tabella 3.2, al crescere della densità diminuisce il contenuto di schiuma e, conseguentemente, decrescono i rapporti s/c e $(a + s)/c$. Si nota che, al fine del raggiungimento di una certa massa volumica del calcestruzzo schiumato, sono necessari diversi quantitativi di schiuma a seconda del tensioattivo utilizzato per generarle, segno di un differente comportamento durante la miscelazione con la pasta cementizia. In tutti i casi analizzati, infatti, la quantità di schiuma necessaria per ottenere una certa densità e i rapporti precedentemente definiti sono risultati sempre maggiori nel caso di utilizzo di tensioattivo proteico Foamin C[®]; inoltre, le quantità delle schiume ottenute da tensioattivo sintetico SLS e da FoamTek sono risultate, nei diversi casi investigati, molto prossime tra loro, segno di un meccanismo di intrappolamento e stabilizzazione simile di queste schiume sintetiche durante la fase di miscelazione con la pasta cementizia. Questo potrebbe essere associato al maggior effetto spumeggiante posseduto dai tensioattivi sintetici e, come meglio illustrato più avanti, alla leggera flocculazione dei grani di cemento osservata in presenza di questi tipi di schiume. Anche il tipo di cemento gioca un ruolo importante relativamente alla quantità di schiuma necessaria a raggiungere una certa densità: infatti quest'ultima risulta maggiore, indipendentemente dal tipo di tensioattivo utilizzato, nei casi in cui si utilizzi il CEM I 52,5R. La motivazione va ricercata nella maggior finezza del CEM I giacché, come fatto notare nel Paragrafo 3.3, al crescere di quest'ultima, diminuisce l'aria intrappolata nella matrice cementizia: un incremento di finezza, per via della maggior area superficiale delle particelle di cemento, comporta un aumento della quantità di tensioattivo adsorbito sulla superficie delle particelle stesse. Anche l'aggiunta di superfluidificante incide sensibilmente causando un decremento medio di circa il 15% del rapporto $(a + s)/c$, per via di una minore quantità di schiuma necessaria a raggiungere una certa massa volumica. Stavolta la ragione va ricercata nella maggiore fluidità del conglomerato cementizio, dovuta proprio alla

presenza del superfluidificante, che infatti viene aggiunto mantenendo costante il rapporto a/c , e alla maggiore quantità di molecole di tensioattivo libere per l'intrappolamento e la stabilizzazione delle bolle d'aria grazie all'adsorbimento competitivo delle molecole di superfluidificante sulle particelle di cemento. La maggiore fluidità della pasta è anche alla base della minor richiesta di schiuma correlata all'incremento di a/c da 0,3 a 0,5, con una riduzione del rapporto s/c in media nell'ordine del 35%; ad un ulteriore incremento del rapporto a/c da 0,5 a 0,7 non corrisponde un altrettanto significativo decremento della quantità di schiuma che, invece, si mantiene pressoché costante.

3.5.3 Preparazione dei campioni

La preparazione dei campioni, Figura 3.11, ha visto anzitutto la miscelazione delle opportune quantità di acqua e cemento mediante l'utilizzo di un miscelatore verticale con una velocità di rotazione applicata alla frusta miscelatrice pari a 1200 rpm per la durata di circa 1 minuto e, comunque, fino all'ottenimento di una pasta omogenea. Contestualmente, sfruttando le conoscenze acquisite con la campagna sperimentale già presentata nel Capitolo 2, si procede col produrre la schiuma mediante il generatore descritto al Paragrafo 2.4 utilizzando una combinazione di pressione dell'aria (superiore a 2,5 bar) e concentrazione di tensioattivo ($>2,5\%$ e $\leq 3\%$) tali da ottenere una densità della schiuma uguale a circa 80 g/l, con una tolleranza pari a ± 10 g/l, caratterizzata da drenaggi nulli entro i primi 10÷15 minuti (Foamin C[®]). La schiuma così prodotta viene aggiunta gradualmente alla pasta cementizia in circa 2 minuti fino al raggiungimento di una miscela alleggerita omogenea, facendo attenzione a non sfiorare il limite di tempo imposto onde non inficiare la prova, vista l'influenza del tempo di durata della miscelazione sul materiale.



Figura 3.11 Fotografie delle diverse fasi di confezionamento dei campioni di calcestruzzo schiumato in ordine cronologico partendo dall'alto a sinistra arrivando alla fase di scassero in basso a destra

Il materiale cementizio alleggerito così preparato viene alloggiato negli appositi stampi cubici di lato 5 cm e ivi lasciato per un lasso di tempo di 48 ore, trascorse le quali i provini vengono scasserati e lasciati a maturare fino ai canonici 28 giorni nelle diverse condizioni di stagionatura specificate nel prosieguo.

3.5.4 Condizioni di maturazione

Nella campagna sperimentale sono state analizzate tre differenti condizioni di maturazione, Figura 3.12; nello specifico, per ogni serie, due campioni sono stati fatti maturare in aria ad una temperatura ambientale pari a $20\pm 3^\circ\text{C}$ ed una umidità relativa del $75\pm 5\%$, due avvolti in fogli di cellophane ad una temperatura di $20\pm 3^\circ\text{C}$ e ad una umidità relativa interna all'ambiente protetto dal cellophane presumibilmente maggiore rispetto quella esterna del $75\pm 5\%$ ed, infine, due ulteriori provini in acqua ad una temperatura controllata pari a 30°C . Le prime rappresentano evidentemente le peggiori condizioni di stagionatura per lo sviluppo dei processi di idratazione del cemento e, conseguentemente delle caratteristiche meccaniche dei provini, mentre le seconde rappresentano una strategia tipicamente utilizzata nell'industria dei prefabbricati in calcestruzzo cellulare al fine di limitare una precoce evaporazione di acqua durante la stagionatura [62].

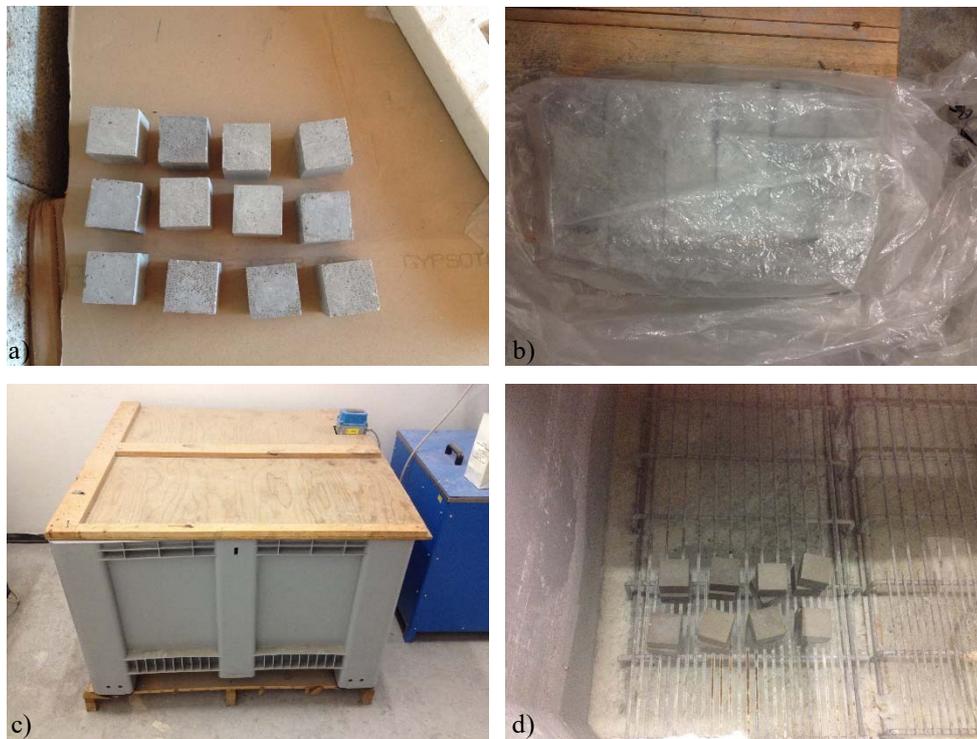


Figura 3.12 Fotografie delle diverse condizioni di maturazione investigate: in aria a temperatura ambiente a); avvolti in cellophane a temperatura ambiente b); in acqua c) e d)

Tabella 3.2 Mix design dei provini in calcestruzzo schiumato classico

tipo di cemento	tensioattivo	serie no.	densità allo	densità allo	cemento	acqua	schiuma	superfluidif.	rapp. 1	rapp. 2	rapporto 3	
			stato fresco	stato secco								$\gamma_f [kg/m^3]$
CEM I 52,5 R	Foamin C®	#1	510	386	381	114	145	-	0.30	0.38	0.68	
		#2	735	602	536	161	84	11	0.30	0.16	0.46	
		#2.1	818	614	588	176	143	-	0.30	0.24	0.54	
		#2.2	855	618	570	285	101	-	0.50	0.18	0.68	
		#3	846	686	584	175	80	12	0.30	0.14	0.44	
		#4	969	775	727	218	49	15	0.30	0.07	0.37	
		#4.1	1046	809	779	234	117	-	0.30	0.15	0.45	
		#5	497	366	363	109	68	-	0.30	0.19	0.49	
	FoamTek	#6	722	579	534	160	68	-	0.30	0.13	0.43	
		#6.1	756	564	511	255	38	-	0.50	0.07	0.57	
		#6.2	850	577	509	356	34	-	0.70	0.07	0.77	
		#7	973	824	730	219	55	-	0.30	0.08	0.38	
	SLS	#8	691	561	517	155	76	-	0.30	0.15	0.44	
		#9	908	742	690	207	57	-	0.30	0.08	0.38	
	CEM II A-L 42,5 R	Foamin C®	#10	470	357	354	106	127	-	0.30	0.36	0.66
			#11	831	640	579	174	120	-	0.30	0.21	0.51
#12			986	781	741	222	93	-	0.30	0.13	0.43	
FoamTek		#13	503	377	375	113	65	-	0.30	0.17	0.47	
		#14	732	583	543	163	63	-	0.30	0.12	0.42	
		#15	947	793	710	213	50	-	0.30	0.07	0.37	
		SLS	#16	722	568	529	159	58	-	0.30	0.11	0.41

3.5.5 Densità a differenti stadi, porosità e contenuto naturale d'acqua

In Tabella 3.3 sono riportate le densità dei provini di calcestruzzo schiumato valutate al momento del confezionamento, denominate densità allo stato fresco γ_f , dopo 28 giorni di stagionatura in aria, dette densità in condizioni di umidità naturale γ_u e allo stato secco γ_s , ottenute essiccando i provini in stufa ad una temperatura di $115 \pm 5^\circ\text{C}$ per almeno 48 ore, Figura 3.13, e, comunque, fino al raggiungimento di un peso costante; tale valutazione viene effettuata su tutti i campioni subito dopo l'esecuzione della prova di compressione. Si evidenzia che le densità allo stato secco γ_s riportate in Tabella 3.3 non coincidono perfettamente con quelle riportate in Tabella 3.2 in quanto queste ultime si riferiscono alla media delle densità secche dei sei provini ottenuti con quel mix design, mentre le prime si riferiscono a quelle dei soli provini maturati in aria. Da questi dati è possibile risalire alle seguenti grandezze:

- differenza percentuale $\Delta\gamma$ tra la densità allo stato fresco γ_f e quella ad umidità naturale dopo 28 giorni di stagionatura in aria γ_u rapportata alla prima, relazione 3.8, grazie alla quale è possibile esaminare la quantità di acqua evaporata dai campioni durante la maturazione:

$$\Delta\gamma = 100 \cdot (\gamma_f - \gamma_u) / \gamma_f \quad [\%] \quad (3.8)$$

- contenuto naturale d'acqua w_a , valutato come differenza percentuale tra il peso dei campioni stagionati in aria per 28 giorni W_u e il peso dei campioni essiccati W_s rapportata al primo, relazione 3.9:

$$w_a = 100 \cdot (W_u - W_s) / W_u \quad [\%] \quad (3.9)$$

- porosità ε , valutata indirettamente attraverso la conoscenza della densità secca γ_s dei provini di calcestruzzo schiumato e della densità secca dei solidi, ossia del conglomerato cementizio non alleggerito con schiuma γ_{ss} , mediante la ben nota relazione 3.10:

$$\varepsilon = 100 \cdot 1 - (\gamma_s / \gamma_{ss}) \quad [\%] \quad (3.10)$$

Questa valutazione indiretta della porosità è largamente impiegata nella letteratura specifica di settore e in [118] ne è stata dimostrata l'efficacia, verificando che portasse a dei risultati sostanzialmente uguali a quelli forniti da determinazioni della porosità mediante tomografie e elaborazioni 3D.

Al fine di determinare la densità secca del conglomerato cementizio non alleggerito γ_{ss} , sono stati confezionati degli ulteriori provini cubici di lato 5 cm senza l'aggiunta di schiuma preformata sia utilizzando il cemento Portland CEM I 52,5R che il cemento Portland al calcare CEM II A-L 42,5R. Per la realizzazione di questi campioni è stata eseguita una procedura diversa, tendente a minimizzare il più possibile la presenza di bollicine d'aria che, come noto, seppur in piccolissima quantità, è inevitabile che si formino anche nei calcestruzzi tradizionali. Nello specifico, i casseri in acciaio sono stati posizionati su una tavola vibrante così da essere agitati durante la fase di confezionamento; quest'ultima è avvenuta in tre diversi step in modo da agitare di volta in volta la quantità di materiale già immessa e forzare la fuoriuscita delle bolle presenti prima di procedere con l'introduzione del materiale successivo; dopo il completo riempimento, il materiale viene scosso violentemente per 10 minuti al termine dei quali viene aggiunta una ulteriore piccola quantità di miscela e lisciviata la faccia superiore con una spatola metallica così da asportare le

bolle d'aria risalite in superficie, Figura 3.14. Questo espediente consente di eliminare anche possibili bolle d'aria intrappolate tra il materiale e le superfici metalliche delle pareti interne del cassero. Dopo 48 ore i campioni così preparati vengono scasserati e fatti maturare avvolti in fogli di cellophane per 28 giorni, al termine dei quali vengono messi in stufa a $115\pm 5^\circ\text{C}$ fino al raggiungimento di un peso costante; quest'ultimo, infine, è stato utilizzato per la determinazione di γ_{ss} , pari a 1851 kg/m^3 nel caso del CEM I 52,5R di maggiore finezza e a 1735 kg/m^3 nel caso del CEM II A-L 42,5R.

La densità dei campioni allo stato fresco γ_f varia approssimativamente tra 500 kg/m^3 e 1050 kg/m^3 , quella in condizioni di umidità naturale dopo 28 giorni di stagionatura in aria γ_u tra 400 kg/m^3 e 970 kg/m^3 , infine quella secca γ_s tra 370 kg/m^3 e 840 kg/m^3 .

Tabella 3.3 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini cubici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e w_a

tipo di cem.	tens.	serie no.	densità	densità	diff. tra	densità allo	poros.	cont.	
			allo stato fresco	umidità naturale	le densità	stato secco		natur. acqua	
			$\gamma_f[\text{kg/m}^3]$	$\gamma_u[\text{kg/m}^3]$	$\Delta\gamma[\%]^1$	$\gamma_s[\text{kg/m}^3]$	$\varepsilon[\%]$	$w_a[\%]^2$	
CEM I 52,5 R	Foam C®	#1	510	441	13.53	407	78.01	7.71	
		#2	735	706	3.94	608	67.15	13.88	
		#2.1	818	719	12.10	624	66.29	13.21	
		#2.2	855	738	13.68	618	66.61	16.26	
		#3	846	815	3.66	688	62.83	15.58	
		#4	969	922	4.85	783	57.70	15.07	
		#4.1	1046	967	7.55	820	55.70	15.20	
		Foam Tek	#5	497	439	11.67	394	78.71	10.25
			#6	722	664	8.03	600	67.58	9.64
	#6.1		756	688	8.99	588	68.23	14.53	
	#6.2		850	705	17.05	577	68.83	18.16	
	#7		973	920	5.44	840	54.62	8.69	
	SLS		#8	691	619	10.42	564	69.53	8.88
			#9	908	836	7.93	764	58.72	8.61
	CEM II A-L 42,5 R	Foam C®	#10	470	404	14.04	367	78.85	9.16
			#11	831	718	13.60	640	63.11	10.86
#12			986	874	11.36	774	55.39	11.44	
Foam Tek	#13	503	442	12.13	406	76.60	8.14		
	#14	732	666	9.02	597	65.59	10.36		
	#15	947	896	5.38	817	52.91	8.82		
	SLS	#16	722	640	11.36	584	66.34	8.75	

¹ Differenza percentuale tra la densità allo stato fresco e quella dopo 28 giorni di maturazione in aria

² Differenza percentuale tra il peso dopo 28 giorni di maturazione in aria e quello secco

Per quel che concerne la differenza $\Delta\gamma$ tra le densità allo stato fresco e quelle in condizioni di umidità naturale, dai dati riportati in Tabella 3.3 si evince che, per fissati tipologia di cemento, rapporto a/c e tensioattivo, un incremento della massa volumica dei campioni di calcestruzzo schiumato porta ad un decremento in $\Delta\gamma$. Questo è evidentemente dovuto alla maggiore quantità di schiuma richiesta per l'ottenimento di densità più basse che conduce a rapporti $(a + s)/c$ più alti e, quindi, ad una più elevata fluidità del sistema che dà luogo ad una maggiore riduzione del peso del campione per evaporazione di acqua durante la fase di stagionatura.

Nelle Figura 3.15, Figura 3.16 e Figura 3.17 si riportano gli effetti del tensioattivo e del tipo di cemento, per le tre densità secche target analizzate, su $\Delta\gamma$ [%] e w_a [%]. Il primo indicatore risulta essere maggiore nel caso di utilizzo di schiume generate impiegando il tensioattivo proteico Foamix C[®]. Questo risultato era del resto atteso per via della maggiore quantità di schiuma proteica necessaria al perseguimento di una data densità target che, come già fatto notare, dà luogo ad una più elevata fase liquida nella miscela allo stato fresco (valori più elevati del rapporto $(a + s)/c$ rispetto alle schiume da tensioattivo sintetico). Tuttavia questa marcata differenza di comportamento non si osserva nel caso dell'assorbimento d'acqua w_a che, per fissata densità, si mantiene pressoché costante al variare del tensioattivo, sebbene, nella maggior parte dei casi e più evidentemente per le densità di 800 kg/m³, risulta essere superiore ancora nel caso delle schiume proteiche.



Figura 3.13 Stufa utilizzata per l'essiccazione dei provini di calcestruzzo schiumato così da valutarne la densità secca

Nelle Figura 3.18 e Figura 3.19 viene illustrata l'influenza della densità sugli indicatori $\Delta\gamma$ [%] e w_a [%]: all'incrementarsi della densità secca l'indicatore $\Delta\gamma$ [%] si riduce, come del resto atteso per le medesime ragioni spiegate in precedenza, invece il contenuto naturale d'acqua w_a [%] mostra un andamento leggermente crescente al crescere della densità nel caso di utilizzo del tensioattivo proteico Foamin C[®], mentre si mantiene approssimativamente costante nel caso di uso del FoamTek.



Figura 3.14 Confezionamento dei provini per la valutazione della densità della matrice cementizia non alleggerita con schiuma γ_{ss}

La lettura di questi dati, unita a quanto già presente nella letteratura specifica, permette di screditare la falsa credenza, comune tra i non esperti di calcestruzzi cellulari, di un aumento del contenuto naturale d'acqua dei calcestruzzi schiumati e, più in generale, dei cellulari, al decrescere della massa volumica.

Un effetto significativo su $\Delta\gamma$ [%] è quello dovuto alla presenza del superfluidificante. Come si può notare dall'analisi della Figura 3.20, il suo utilizzo conduce ad un forte decremento di questo indicatore per via della già ricordata riduzione che lo stesso superfluidificante induce sulla quantità di schiuma necessaria ad ottenere una certa densità target. Contrariamente, il suo effetto sul contenuto naturale d'acqua è assolutamente trascurabile.

Infine, i dati in Tabella 3.3 rivelano come incrementi del rapporto a/c diano luogo a cospicui accrescimenti sia di $\Delta\gamma$ [%] che di w_a [%].

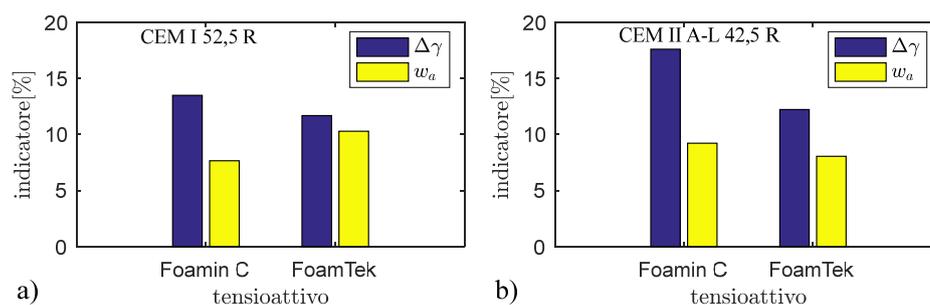


Figura 3.15 Effetto del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con densità pari a 400 kg/m^3 e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b)

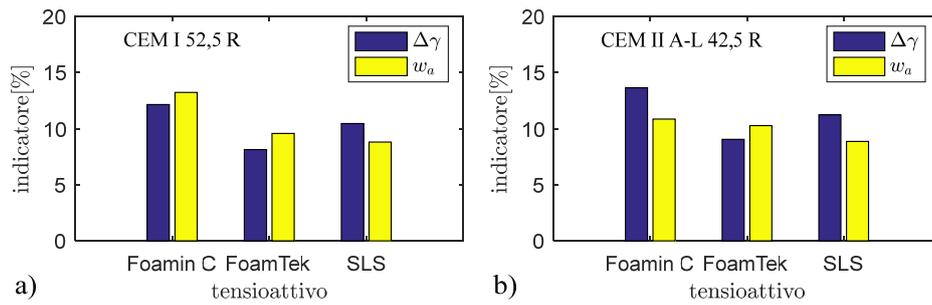


Figura 3.16 Effetto del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con densità pari a 600 kg/m³ e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b)

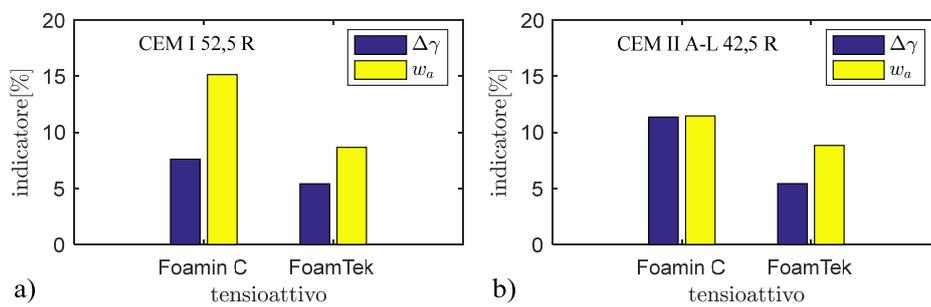


Figura 3.17 Effetto del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con densità pari a 800 kg/m³ e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b)

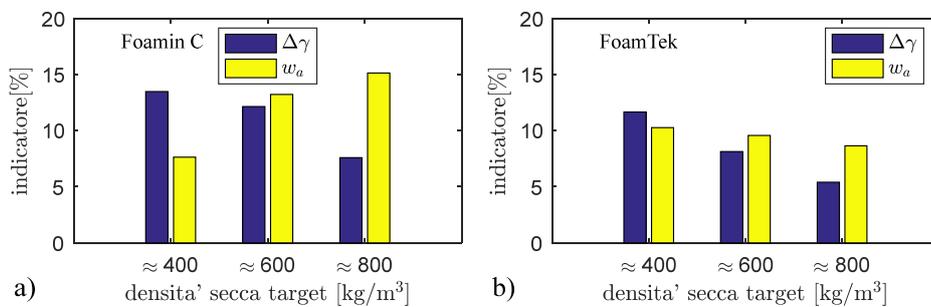


Figura 3.18 Effetto della densità secca su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con il cemento CEM I 52,5R e tensioattivo: Foamin C® a); FoamTek b)

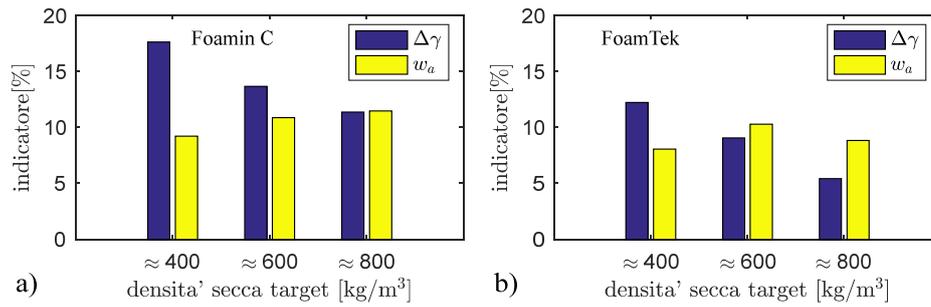


Figura 3.19 Effetto della densità secca su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con il cemento CEM II A-L 42,5R e tensioattivo: Foamin C® a); FoamTek b)

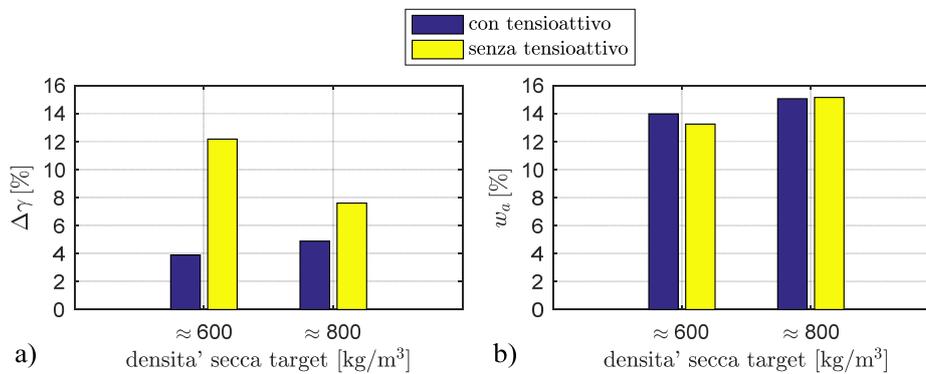


Figura 3.20 Effetto della presenza del tensioattivo su $\Delta\gamma$ e w_a dei campioni di calcestruzzo schiumato confezionati a diversa densità secca target con il cemento CEM I 52,5R e il tensioattivo Foamin C®: $\Delta\gamma$ [%] a); w_a [%] b)

3.5.6 Attrezzatura per la prova a compressione

La prova per la valutazione della resistenza a compressione dei cubetti di calcestruzzo schiumato è stata effettuata mediante il telaio di prova 65-L1301/FR prodotto dalla Controls s.p.a., dotato di una capacità di carico pari a 250 kN. In conformità alla norma ASTM C109 la prova è stata condotta con un incremento di carico pari a 1000 N/s, fino al raggiungimento della rottura del campione; il picco di carico raggiunto durante il test ha permesso di valutare la resistenza a compressione di ogni provino.

3.5.7 Influenza delle variabili in gioco sulla resistenza a compressione

La campagna sperimentale effettuata ha permesso di mettere in luce gli effetti che il tipo di cemento, la natura del tensioattivo, le condizioni di stagionatura, la massa volumica, la presenza del superfluidificante ed il rapporto a/c hanno sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi

schiumati, consentendo di migliorare e ampliare la conoscenza scientifica di questa tipologia di calcestruzzi leggeri.

Nelle Tabella 3.4, Tabella 3.5 e Tabella 3.6 sono riportati i dati sperimentali ottenuti dai test di compressione effettuati sui provini stagionati in aria, in cellophane ed in acqua rispettivamente, insieme ai valori statistici riguardanti sia la densità secca che la resistenza a compressione.

Nel prosieguo vengono analizzati singolarmente gli effetti delle variabili precedentemente specificate sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati mediante l'ausilio di diversi grafici ed istogrammi. I punti contrassegnati nei vari grafici rappresentano il valor medio delle determinazioni effettuate sui due provini realizzati alle identiche condizioni. Per ogni punto, inoltre, è riportata la corrispondente "error bar", utile a quantificare l'effettiva dispersione associata ai dati. Le evidenze sperimentali, infine, sono scortate dalle corrispondenti curve di regressione lineare determinate attraverso il metodo dei minimi quadrati.

Tabella 3.4 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato maturati in aria

tipo di cemento	tensioattivo	serie no.	densità secca	st. dev.	COV dens.	resist. a compres.	st. dev. res. a	COV resist. a	
			media	densità secca	secca	media	compressione	compressione	
			$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}	
CEM I 52,5 R	Foamin C [®]	#1	407	33	0.08	0.63	0.03	0.05	
		#2	608	12	0.02	4.92	0.40	0.08	
		#2.1	624	27	0.04	4.71	0.16	0.03	
		#2.2	613	-	-	4.85	-	-	
		#3	688	1	0.00	7.85	1.04	0.13	
		#4	783	23	0.03	10.21	0.60	0.06	
		#4.1	820	7	0.01	8.69	0.24	0.03	
		FoamTek	#5	394	6	0.01	< 0,1	-	-
			#6	600	2	0.00	0.28	0.12	0.41
	#6.1		588	1	0.00	3.86	0.44	0.11	
	#6.2		583	-	-	2.71	-	-	
	#7		840	22	0.03	1.07	0.04	0.03	
	SLS		#8	564	4	0.01	0.20	0.00	0.00
			#9	764	6	0.01	0.36	0.01	0.03
	CEM II A-L 42,5 R	Foamin C [®]	#10	367	3	0.01	0.82	0.01	0.02
			#11	640	3	0.01	2.49	0.46	0.18
#12			774	-	-	5.72	-	-	
FoamTek		#13	406	0	0.00	< 0,1	-	-	
		#14	597	1	0.00	1.25	0.07	0.06	
		#15	817	1	0.00	2.14	0.37	0.17	
		SLS	#16	584	10	0.02	0.44	0.23	0.52

Tabella 3.5 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato maturati in cellophane

tipo di cemento	tensioattivo	serie no.	densità secca	st. dev.	COV dens.	resist. a compres.	st. dev. res. a	COV resist. a		
			media	densità secca	secca	media	compressione	compressione		
			$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}		
CEM I 52,5 R	Foamin C [®]	#1	372	10	0.03	1.04	0.06	0.06		
		#2	579	5	0.01	6.37	0.07	0.01		
		#2.1	591	20	0.03	5.14	0.09	0.02		
		#2.2	591	-	-	4.38	-	-		
		#3	692	10	0.01	8.99	0.51	0.06		
		#4	773	10	0.01	11.74	0.51	0.04		
		#4.1	804	19	0.02	9.13	0.16	0.02		
	FoamTek	#5	354	23	0.06	< 0,1	-	-		
		#6	578	10	0.02	0.28	0.12	0.41		
		#6.1	552	0	0.00	4.06	0.55	0.14		
		#6.2	575	-	-	3.57	-	-		
		#7	800	32	0.04	1.57	0.07	0.04		
		SLS	#8	567	14	0.02	0.26	0.01	0.03	
			#9	733	2	0.00	0.62	0.01	0.01	
		CEM II A-L 42,5 R	Foamin C [®]	#10	352	14	0.04	1.30	0.44	0.34
				#11	632	12	0.02	3.26	0.26	0.08
#12	771			-	-	7.18	-	-		
FoamTek	#13		356	7	0.02	< 0,1	-	-		
	#14		575	15	0.03	1.27	0.09	0.07		
	#15		775	6	0.01	3.14	0.18	0.06		
	SLS		#16	563	9	0.02	0.76	0.07	0.09	

Tabella 3.6 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato maturati in acqua

tipo di cemento	tensioattivo	serie no.	densità secca	st. dev.	COV dens.	resist. a compres.	st. dev. res. a	COV resist. a	
			media	densità secca	secca	media	compressione	compressione	
			$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}	
CEM I 52,5 R	Foamin C [®]	#1	380	10	0.03	1.20	0.12	0.10	
		#2	620	53	0.09	5.73	0.18	0.03	
		#2.1	626	66	0.11	5.88	0.83	0.14	
		#2.2	649	-	-	4.50	-	-	
		#3	679	25	0.04	8.53	0.92	0.11	
		#4	770	4	0.01	10.33	0.53	0.05	
	FoamTek	#4.1	802	-	-	8.53	-	-	
		#5	351	-	-	< 0,1	-	-	
		#6	558	3	0.01	0.35	0.14	0.42	
		#6.1	551	5	0.01	4.17	0.07	0.02	
		#6.2	572	-	-	3.43	-	-	
		#7	833	62	0.07	1.27	0.08	0.06	
		SLS	#8	552	18	0.03	0.26	0.02	0.06
			#9	729	8	0.01	0.64	0.03	0.05
			#10	353	20	0.06	0.87	0.11	0.12
		CEM II A-L 42,5 R	Foamin C [®]	#11	647	23	0.03	2.64	0.35
#12	797			-	-	6.89	-	-	
#13	369			14	0.04	< 0,1	-	-	
FoamTek	#14		578	20	0.04	1.34	0.48	0.36	
	#15		788	19	0.00	2.99	0.72	0.24	
	SLS		#16	556	2	0.00	1.00	0.11	0.11

Effetto del tipo di cemento

Nelle Figura 3.21, Figura 3.22 e Figura 3.23 vengono riportati gli andamenti della resistenza a compressione al variare della densità secca dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume generate mediante tensioattivo Foamin C[®], FoamTek e SLS rispettivamente; inoltre, per ogni figura vengono illustrati tre diversi grafici relativi alle diverse condizioni di stagionatura investigate: aria a), cellophane b) e acqua c).

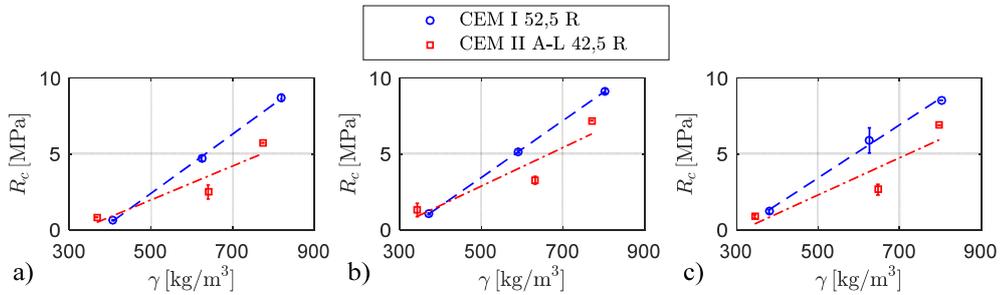


Figura 3.21 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®] in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

Come atteso, la resistenza a compressione aumenta al crescere della massa volumica del materiale cementizio alleggerito con schiuma. Si può notare che il tasso di incremento dei provini confezionati con il CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] è superiore rispetto a quello relativo al CEM II A-L 42,5R; esattamente il contrario accade nel caso dei provini confezionati con schiume da tensioattivi sintetici.

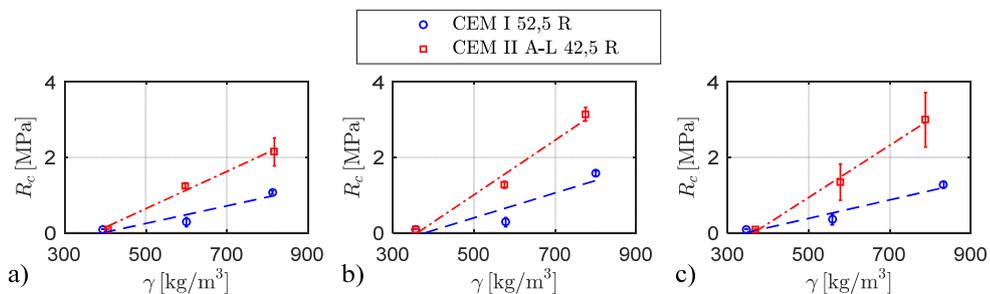


Figura 3.22 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo FoamTek in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

In particolare, come risulta evidente dalla Figura 3.21, nel caso di tensioattivo proteico Foamin C[®], i provini confezionati con il CEM I 52,5R manifestano delle resistenze a compressione decisamente superiori rispetto a quelli realizzati con il CEM II A-L 42,5R. Questo risultato,

peraltro atteso, è da imputare alla più alta classe di resistenza della prima tipologia di cemento. Al contrario, esaminando le Figura 3.21, Figura 3.22 e Figura 3.23 si evince che nel caso dei tensioattivi sintetici le migliori prestazioni meccaniche sono associate all'impiego del meno prestazionale CEM II A-L 42,5R. Dunque le schiume da tensioattivi sintetici inficiano il raggiungimento di un buon grado di idratazione del CEM I 52,5R che risulta essere addirittura inferiore rispetto a quello raggiunto dal CEM II A-L 42,5R per un uguale rapporto a/c pari a 0,3 ed identiche modalità di miscelazione e maturazione.

La scelta del tipo di cemento, quindi, è una variabile che nei calcestruzzi schiumati acquista ancor più importanza rispetto a quelli tradizionali e, diversamente da quest'ultimi, ad una maggiore classe di resistenza del cemento utilizzato, a parità di altre condizioni, non si associa necessariamente un incremento delle resistenze meccaniche. Questo risultato mette ulteriormente in luce le maggiori difficoltà che si incontrano nel progetto delle miscele di calcestruzzo schiumato rispetto a quelle ordinarie: la natura chimica della schiuma può interferire con i processi di idratazione della pasta cementizia portando a dei risultati del tutto in contrasto con quelle che potevano essere le attese.

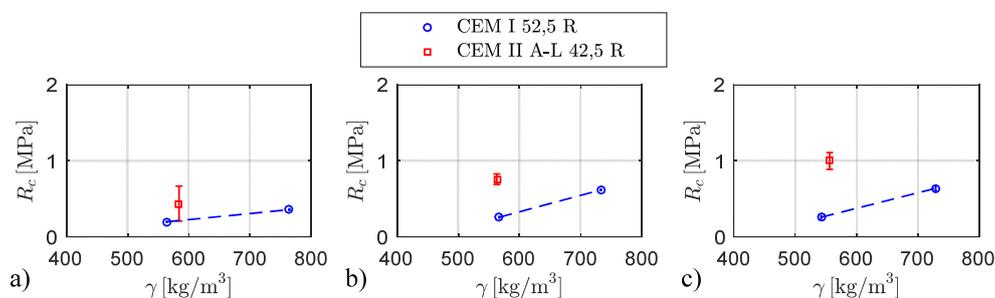


Figura 3.23 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo SLS in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

Effetto della natura del tensioattivo

Nelle Figura 3.24 e Figura 3.25 viene messo in evidenza l'effetto della natura del tensioattivo sulla resistenza a compressione raggiunta dai provini di calcestruzzo schiumato. È immediato notare che le migliori resistenze meccaniche sono associate all'impiego del tensioattivo proteico Foamin C[®] per entrambe le tipologie di cemento utilizzate e per tutte le condizioni di stagionatura investigate. In particolare, le differenze sono più sostanziali, a vantaggio del Foamin C[®], nel caso di impiego del CEM I 52,5R, confermando il minor grado di idratazione associato a questo cemento se utilizzato congiuntamente ai tensioattivi sintetici, come evidenziato in precedenza. Dunque la natura del tensioattivo incide profondamente sulla resistenza a compressione anche nel range di densità medio-basse oggetto della presente attività di ricerca, risultando ancor più influente rispetto a quanto riportato nella letteratura specifica relativamente a densità medio-alte [70]. Queste drastiche differenze evidenziate nel caso del CEM I 52,5R sono meno marcate quando viene utilizzato il CEM II A-L 42,5R, persistendo, comunque, le migliori prestazioni

meccaniche che si accompagnano all'uso del proteico Foamin C[®] come agente tensioattivo. Le resistenze a compressione dei provini confezionati con schiume da FoamTek e da SLS sono invece molto prossime tra loro, con una leggera prevalenza delle prestazioni meccaniche dei primi.

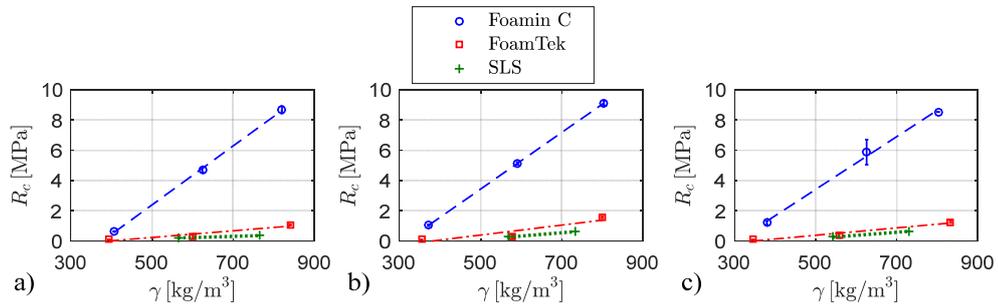


Figura 3.24 Effetto del tipo di tensioattivo sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con il CEM I 52,5R in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

Questa significativa differenza di resistenze meccaniche associate all'utilizzo di tensioattivi di diversa natura è da attribuirsi a più concause. Anzitutto, come introdotto nel Paragrafo 3.4, la resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati è influenzata non solo dal rapporto acqua/cemento, ma anche da quello tra aria intrappolata/cemento e, quando l'influenza sulla resistenza a compressione del contenuto volumetrico di aria supera quella del contenuto di acqua, circostanza che si verifica quando il rapporto a_r/c supera a/c , come accade di sovente per i calcestruzzi schiumati alle basse densità, al crescere di quest'ultimo o, meglio, come accade nel caso in questione, al crescere del rapporto $(a + s)/c$, si registrano incrementi della resistenza a compressione dei provini, per lo meno fin quando non diventa nuovamente preponderante il contenuto volumetrico di acqua rispetto a quello di aria, come accade nei calcestruzzi ordinari, con la conseguente riduzione di resistenza al crescere di a/c [61]. Questo discorso può essere efficacemente applicato ai risultati ottenuti nella presente attività sperimentale. Infatti, per via della maggiore stabilità durante la fase di miscelazione con la pasta cementizia delle schiume prodotte utilizzando i tensioattivi SLS e FoamTek, la minore quantità di queste ultime necessaria a raggiungere una data densità target ha condotto ad una minore fase fluida nella miscela cementizia alleggerita, come dimostrano i più bassi valori dei rapporti $(a + s)/c$ associati a questi campioni rispetto a quelli realizzati con schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] per il fissato rapporto acqua/cemento pari a 0,3, cfr. Tabella 3.2. Nel caso del tensioattivo proteico, dunque, il quantitativo iniziale di schiuma aggiunta dà luogo ad un incremento della fase fluida della miscela cementizia con un contestuale incremento del volume di aria intrappolato trascurabile, risultando appunto in più alti rapporti s/c e $(a + s)/c$. Lo studio degli effetti del rapporto a/c presentati nel seguito del presente paragrafo contribuiranno a validare queste giustificazioni teoriche delle evidenze sperimentali. Un'ulteriore spiegazione dei risultati ottenuti va ricercata nel fatto che i provini di calcestruzzo schiumato confezionati con FoamTek e SLS, oltre a manifestare un comportamento simile in termini di resistenze a compressione raggiunte, hanno esibito il medesimo comportamento durante la fase di miscelazione con la pasta cementizia: per entrambi i

tensioattivi, nel caso di rapporto a/c pari a 0,3, si è registrata infatti una percettibile flocculazione delle particelle di cemento. Questo comportamento, diminuendo l'area superficiale dei solidi e, di conseguenza, la quantità di molecole di tensioattivo adsorbite su di esse, ha avuto l'effetto non solo di influire nella quantità di schiuma necessaria a raggiungere una certa densità, ossia bassi valori di s/c , ma anche e soprattutto di inficiare il grado di idratazione raggiunto dal cemento con la conseguenza di prestazioni meccaniche scadenti.

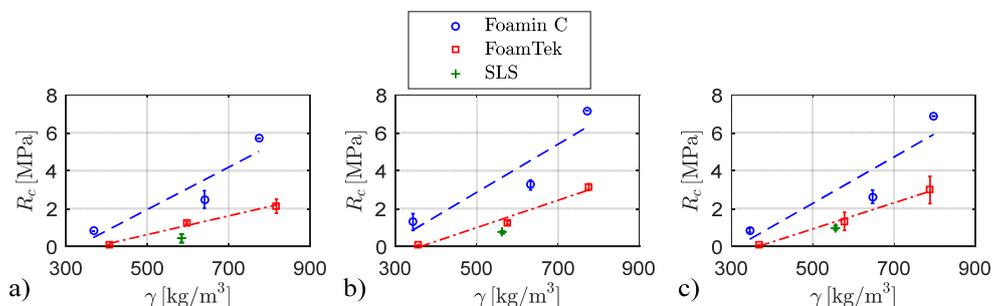


Figura 3.25 Effetto del tipo di tensioattivo sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con il CEM II A-L 42,5R in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

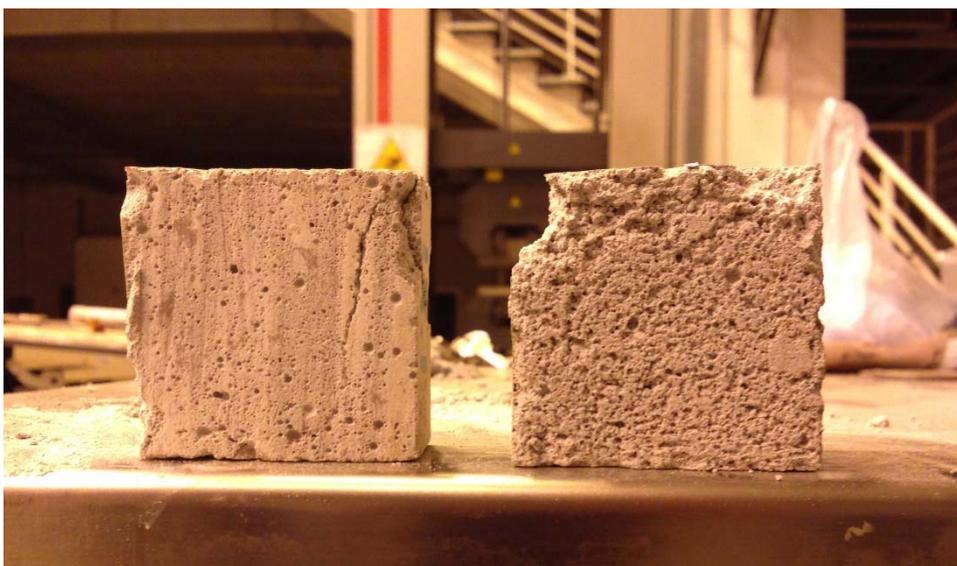


Figura 3.26 Differenze morfologiche macroscopiche osservate in due provini di calcestruzzo schiumato sezionati a seguito del test di compressione, caratterizzati dalla stessa densità secca target di 800 kg/m³ e dalla medesima stagionatura in acqua, ma confezionati con schiume generate attraverso l'impiego di due differenti tensioattivi: Foamin C[®] (sinistra) e FoamTek (destra)

La natura dei tensioattivi utilizzati per la generazione delle schiume influisce significativamente anche sulle caratteristiche morfologiche dei campioni di calcestruzzo schiumato, come risulta evidente dall'esame della Figura 3.26. La foto, scattata a seguito del test di compressione, illustra le sezioni di due provini di calcestruzzo schiumato caratterizzati dalla stessa densità secca target di 800 kg/m^3 e fatti stagionare nelle stesse condizioni (in acqua). Le macroscopiche differenze nella morfologia delle bolle d'aria (dimensione, eterogeneità, distribuzione) sono ben evidenti e sono da attribuirsi esclusivamente alla diversa natura del tensioattivo utilizzato per la generazione delle schiume: Foamin C[®] per il provino a sinistra e FoamTek per quello a destra. Una descrizione più dettagliata della distribuzione dei vuoti d'aria nei due campioni è mostrata negli scatti effettuati con un microscopio digitale riportati in Figura 3.27. Nonostante la porosità ε dei due provini sia del tutto comparabile, essendo pari a $\varepsilon = 55,70\%$ nel caso di schiume da tensioattivo Foamin C[®] ed a $\varepsilon = 54,62\%$ nel caso di schiume da tensioattivo FoamTek, i diversi surfattanti impiegati sono responsabili delle sostanziali differenze nella distribuzione dei vuoti all'interno della matrice cementizia. L'uso del tensioattivo proteico Foamin C[®], infatti, conduce a vuoti d'aria di più piccole dimensioni, accompagnati da qualche poro di dimensione maggiore sparsa casualmente lungo la sezione. Il tensioattivo FoamTek dà invece luogo a dei vuoti caratterizzati da dimensioni medie leggermente superiori e più uniformemente distribuiti nella pasta cementizia ma, al contempo, più interconnessi tra loro a formare complesse strutture tridimensionali non facilmente percettibili dall'analisi delle foto effettuate su sezioni piane.

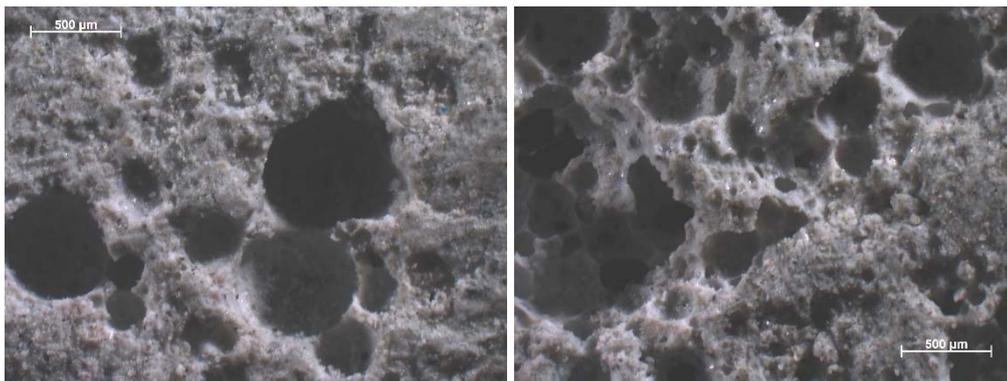


Figura 3.27 Immagini al microscopio osservate in due provini di calcestruzzo schiumato sezionati a seguito del test di compressione, caratterizzati dalla stessa densità secca target di 800 kg/m^3 e dalla medesima stagionatura in acqua, ma confezionati con schiume generate attraverso l'impiego di due differenti tensioattivi: Foamin C[®] (sinistra) e FoamTek (destra)

Effetto del rapporto a/c

Le evidenze sperimentali relative all'influenza della natura del tensioattivo sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati, giustificate precedentemente anche attraverso l'indiretta influenza che essi hanno sul rapporto $(a + s)/c$, hanno motivato ancor più l'esigenza di effettuare una campagna sperimentale atta ad investigare gli effetti del rapporto a/c sulla R_c , così da validare quanto asserito in precedenza. Nello specifico, la serie #6, relativamente al caso delle schiume da FoamTek, è stata replicata con un rapporto a/c pari 0,5 (serie #6.1) e 0,7 (serie #6.2), mentre relativamente a quelle da Foamin C[®], la serie #2.1 è stata replicata con un rapporto a/c pari 0,5 (serie #6.2); al fine di valutare l'effetto di a/c si è quindi presa in considerazione la densità secca target di 600 kg/m³. Come si nota dall'analisi della Figura 3.28, i risultati scaturiti dall'indagine effettuata sui campioni di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo FoamTek e rapporti $a/c > 0,3$ avallano le giustificazioni teoriche fornite precedentemente alle evidenze sperimentali relative agli effetti del tensioattivo sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati: un incremento del rapporto a/c da 0,3 a 0,5 comporta un ragguardevole aumento della resistenza a compressione da circa 0,3 MPa a circa 4 MPa in quanto, come atteso, si riduce il contenuto volumetrico d'aria a vantaggio di quello dell'acqua, permettendo il raggiungimento di un miglior grado di idratazione della pasta cementizia alleggerita; inoltre, il miglioramento di quest'ultimo è ancor più enfatizzato dal fatto che con una maggior fluidità della pasta risulta molto meno marcato il fenomeno di flocculazione delle particelle di cemento durante la fase di miscelazione. Per di più, ad un incremento del rapporto a/c da 0,5 a 0,7 si registra un sostanziale decadimento della resistenza a compressione; questo è dovuto al fatto che l'ulteriore incremento di a/c ha avuto l'effetto di far pendere l'ago della bilancia dell'influenza sulle resistenze meccaniche dalla parte del contenuto volumetrico d'acqua, divenuto sensibilmente superiore rispetto a quello di aria, cosicché, come nel caso dei calcestruzzi ordinari, al crescere di a/c si registra un decremento della resistenza a compressione.

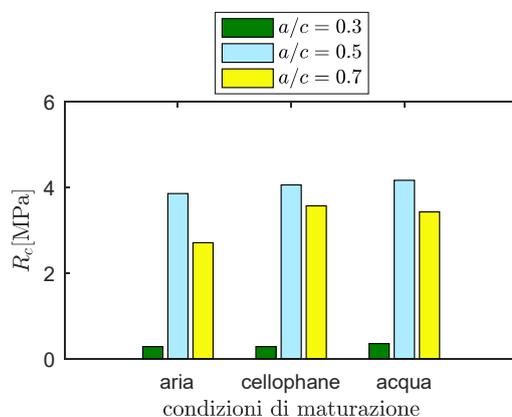


Figura 3.28 Effetto del rapporto a/c sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo FoamTek e densità secca target pari a 600 kg/m³ per le differenti condizioni di maturazione analizzate

Nel caso del tensioattivo proteico Foamin C[®] gli effetti del rapporto a/c sulla resistenza a compressione sono sostanzialmente differenti rispetto al caso appena esaminato. Vista la sua non trascurabile influenza sul contenuto volumetrico di fluido della pasta cementizia durante le prime fasi di miscelazione, infatti, già con l'incremento del rapporto a/c da 0,3 a 0,5 si registra una maggiore influenza del contenuto volumetrico di acqua rispetto a quello dell'aria, con una conseguenziale diminuzione della resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo cellulare nel caso di stagionatura in cellophane e in acqua, Figura 3.29. Tuttavia ciò non è confermato per la condizione di stagionatura più sfavorevole, ossia quella in aria a temperatura ed umidità relativa ambientali dove la precoce de-idratazione per effetto dell'evaporazione di acqua dalle facce esposte dei provini viene mitigata dalla presenza di una maggiore fase fluida iniziale con il perseguimento di resistenze a compressione addirittura leggermente superiori a quelle ottenute con un rapporto a/c pari a 0,3. In quest'ultimo caso, dunque, rivestono una fondamentale importanza anche le condizioni ambientali in cui vengono fatti maturare i provini.

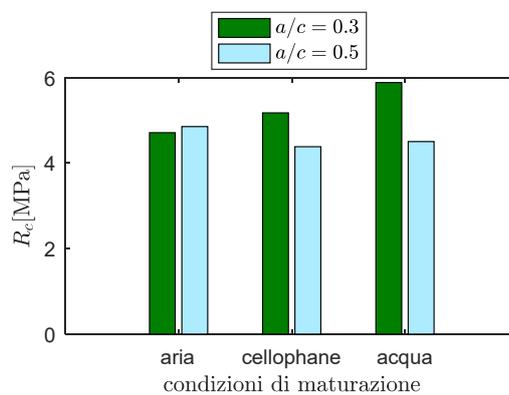


Figura 3.29 Effetto del rapporto a/c sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®] e densità secca target pari a 600 kg/m³ per le differenti condizioni di maturazione analizzate

Dall'analisi del confronto tra i provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da Foamin C[®] e da FoamTek riportato in Figura 3.30 si può evincere come nel caso a), relativo al rapporto a/c pari a 0,3, le resistenze a compressione associate all'utilizzo del primo tensioattivo siano sproporzionatamente superiori per tutte le condizioni di stagionatura investigate, mentre nel caso b), riferito al rapporto a/c pari a 0,5, nonostante le resistenze migliori siano ancora associate al tensioattivo proteico Foamin C[®] per tutte le condizioni di maturazione, le distanze siano molto meno pronunciate.

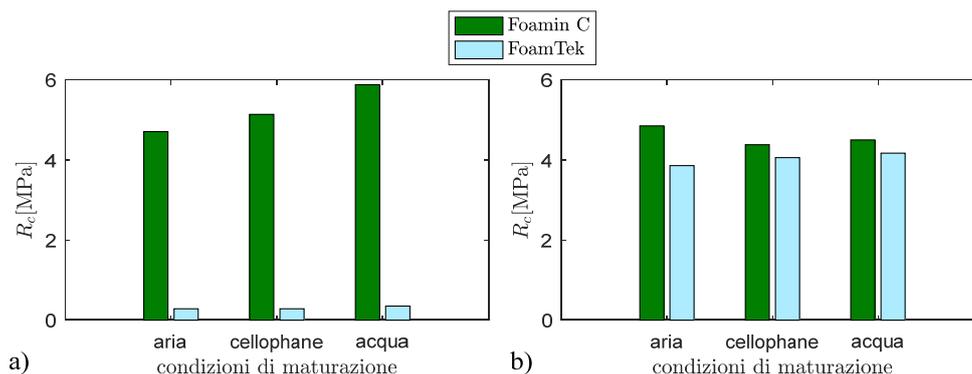


Figura 3.30 Confronto tra la resistenza a compressione di provini di calcestruzzo schiumato confezionati con due differenti tensioattivi ad una densità secca target pari a 600 kg/m^3 per le diverse condizioni di maturazione analizzate e rapporti a/c pari a 0,3 a); 0,5 b)

In definitiva, è confermato che le proprietà meccaniche dei calcestruzzi schiumati sono fortemente influenzate dall'effetto combinato dei rapporti volumetrici a/c e a_r/c [61] ma, per di più, le sperimentazioni effettuate hanno permesso di mettere in luce come questa dipendenza sia enfatizzata nel caso dei tensioattivi sintetici utilizzati in questa campagna sperimentale e, generalizzando, in tutti quei casi in cui la schiuma è dotata di una stabilità tale da influire solo sul rapporto a_r/c , risultando trascurabile il suo contributo anche all'incremento della fluidità del sistema nelle fasi iniziali della miscelazione. Dunque, così come notato nei riguardi della scelta della tipologia del cemento, nei casi della progettazione della miscela dei calcestruzzi schiumati, soprattutto a densità medio-basse, risulta molto più complessa la scelta del rapporto a/c rispetto al caso dei calcestruzzi ordinari, essendo essa strettamente connessa alla stabilità della schiuma durante la miscelazione con la pasta cementizia, a sua volta legata al tipo di tensioattivo utilizzato per la generazione della schiuma ed alle condizioni di stagionatura.

Effetto delle condizioni di stagionatura

L'effetto delle condizioni di stagionatura sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato è illustrata nelle Figura 3.31 e Figura 3.32 per il caso di utilizzo di tensioattivo Foamin C® e FoamTek rispettivamente. Come atteso, per tutti i casi esaminati, le peggiori resistenze meccaniche sono associate alla stagionatura in aria, che dà luogo ad un minor grado di idratazione della pasta cementizia per via della precoce evaporazione di acqua dal campione. Le altre due condizioni di stagionatura conducono a risultati simili, per cui la strategia di avvolgere i manufatti di calcestruzzo cellulare con dei fogli di cellophane al fine di ridurre quanto più possibile la precoce de-idratazione della pasta cementizia si rivela realmente efficace. Per di più, è interessante notare come sia proprio la condizione di stagionatura in cellophane a risultare in diversi casi la migliore in assoluto. Questo potrebbe essere attribuito ad una leggermente diversa microstruttura del materiale associata alla maturazione in acqua. Infatti, in quest'ultimo caso, a differenza di quanto avviene nelle altre due condizioni analizzate, parte della

calce e del carbonato di calcio presenti nel campione, si pensi a tal riguardo alla portlandite che si viene a generare durante il procedere delle reazioni di idratazione del cemento, fuoriescono dal campione stesso passando sia parzialmente in soluzione che come dispersione colloidale nell'acqua di stagionatura (che presenta una maggiore concentrazione di ioni calcio Ca^{++}) e provocando così differenze nella microstruttura del materiale, che potrebbe essere caratterizzato dunque da una microporosità maggiore rispetto alle altre due condizioni di maturazione.

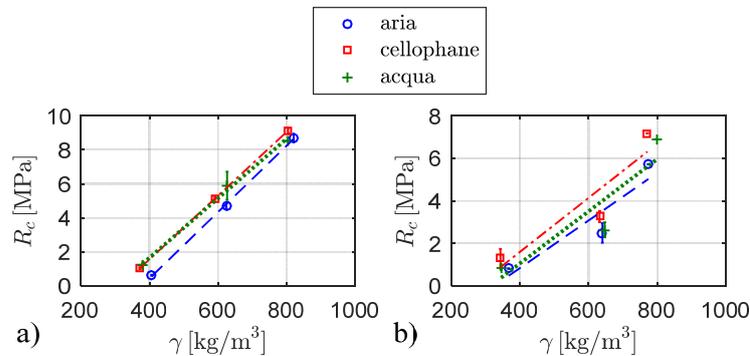


Figura 3.31 Effetto delle condizioni di stagionatura sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati utilizzando il tensioattivo Foamin C[®] e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II A-L 42,5R b)

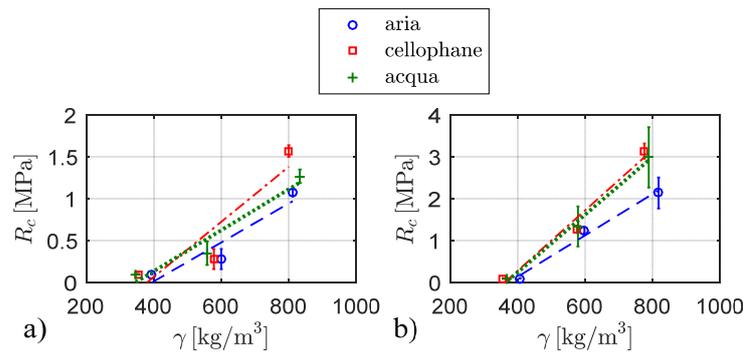


Figura 3.32 Effetto delle condizioni di stagionatura sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati utilizzando il tensioattivo FomTek e tipo di cemento: CEM I 52,5R a); CEM II A-L 42,5R b)

Le differenze leggermente superiori tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato maturati in cellophane ed in acqua associate al cemento Portland al calcare CEM II A-L 42,5R rispetto al CEM I 52,5R, danno maggior credito alle giustificazioni precedenti, essendo la concentrazione di carbonato di calcio evidentemente superiore nella prima tipologia di cemento. Facendo una media sulle tre densità secche target investigate, considerando come riferimento le condizioni di maturazione in cellophane, nel caso di stagionatura in acqua le resistenze a

compressione dei calcestruzzi schiumati confezionati con il tensioattivo Foamin C[®] raggiungono i seguenti valori: 102% circa nel caso di impiego del CEM I 52,5R, ossia la stagionatura in acqua conduce a resistenze leggermente superiori; 87% circa nel caso di impiego del CEM II A-L 42,5R; nel caso di stagionatura in aria le percentuali raggiunte dai valori della resistenza a compressione rispetto a quelli relativi alla maturazione in cellophane sono dell'82% circa e del 73% per il CEM I 52,5R e il CEM II A-L 42,5R rispettivamente. Si può dunque notare come le condizioni di stagionatura siano più determinanti nel caso del CEM II A-L 42,5R.

Effetto del superfluidificante

Al fine di valutare l'influenza del superfluidificante sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati sono stati replicati alcuni provini confezionati con schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] e CEM I 52,5R aggiungendo una quantità in peso di superfluidificante Sikament[®]-330 pari al 2% rispetto al peso del cemento. Come già fatto notare, la presenza del superfluidificante consente di raggiungere la densità prefissata mediante l'impiego di una minore quantità di schiuma per via sia della maggiore fluidità della pasta cementizia che della maggior quantità di molecole di tensioattivo disponibili per l'intrappolamento e la stabilizzazione delle bolle d'aria per via dell'adsorbimento competitivo delle molecole del superfluidificante sui grani di cemento, come si può notare confrontando i dati presenti in Tabella 3.2 relativi alle serie #2 e #4 (con superfluidificante) con quelli delle serie #2.1 e #4.1 (senza superfluidificante). Alle due precedenti serie ne va aggiunta una terza confezionata con l'impiego del superfluidificante, riportata con la sigla #3 nella Tabella 3.2, caratterizzata da una densità allo stato secco prossima a 700 kg/m³. In Figura 3.33 è riportata la resistenza a compressione dei provini confezionati con l'impiego del superfluidificante al variare della densità secca per le tre diverse condizioni di stagionatura investigate. Le evidenze sperimentali sono in linea con i risultati precedenti, infatti le condizioni di stagionatura migliori si rivelano essere quelle in cellophane e l'incremento della resistenza risulta essere ben approssimato da una retta nel range di densità investigato. Inoltre, dal confronto tra i valori delle resistenze a compressione riportati nelle precedenti tabelle si può dedurre come la presenza del superfluidificante abbia un effetto positivo sul raggiungimento delle resistenze a compressione. Questo risultato è in linea con quanto già presente nella letteratura scientifica del settore, essendo già noto che la sua presenza nel mix design dei calcestruzzi schiumati, a parità di altre condizioni, dà luogo ad incrementi delle caratteristiche meccaniche per via di una ridotta dimensione dei vuoti d'aria e della connettività tra i pori stessi [119].

Per evidenziare l'incremento di resistenza dovuto alla presenza del superfluidificante, negli istogrammi riportati in Figura 3.34 vengono comparate le resistenze a compressione ottenute in corrispondenza di calcestruzzi schiumati caratterizzati da stesse densità secche target e confezionati con e senza l'utilizzo del superfluidificante per le tre diverse condizioni di stagionatura studiate. La presenza del superfluidificante permette di ottenere un incremento medio della resistenza a compressione che si attesta nell'ordine dell'11%, del 26% e del 9% per le stagionature in aria, cellophane ed acqua rispettivamente.

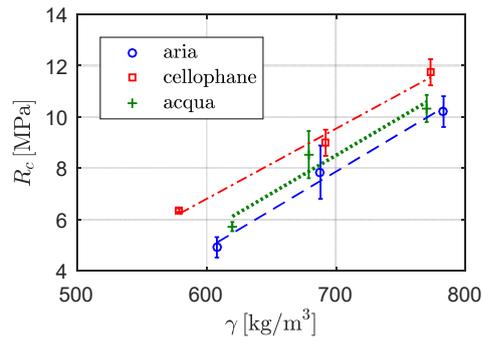


Figura 3.33 Resistenza a compressione al variare della densità secca dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®], CEM I 52,5R e superfluidificante Sikament[®]-330

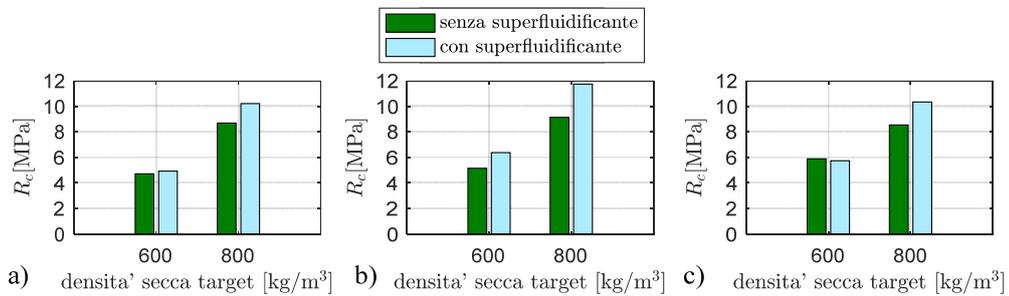


Figura 3.34 Effetto della presenza del superfluidificante sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®] e stagionati nelle tre diverse condizioni analizzate: aria a); cellophane b); acqua c)

Espressioni analitiche per la previsione della resistenza a compressione

Nell'ambito della progettazione delle miscele di calcestruzzo schiumato risulta importante poter prevedere le resistenze da associare alle diverse masse volumiche. A tal proposito i risultati ottenuti dalla campagna sperimentale sono stati analizzati al fine di determinare le curve di regressione analitica che meglio li interpretano. Evidentemente tali equazioni sono valide per la progettazione della miscela di calcestruzzi schiumati aventi massa volumica compresa all'interno del range di densità investigate nella presente attività di ricerca e i cui costituenti abbiano caratteristiche simili a quelli qui utilizzati: a tal proposito, al fine di rendere ancor più generalizzabili i risultati determinati, si riportano le equazioni previsionali sia per il caso di schiume ottenute da tensioattivi proteici (Foamin C[®]) che da tensioattivi sintetici (SLS e FoamTek) per tutte e tre le diverse condizioni di maturazione investigate (aria, cellophane ed acqua).

Come risulta chiaro dall'ispezione dei diversi grafici precedentemente riportati, le resistenze a compressione ottenute sperimentalmente sono ben descritte da una curva di regressione lineare in

termini delle densità secche dei campioni. Di conseguenza, per tutti i casi analizzati, si è adottata una curva di regressione molto semplice riportata di seguito nella relazione 3.11:

$$R_{c,prev} = a + b\gamma_s \quad (3.11)$$

I valori dei coefficienti a e b , insieme al valore del coefficiente di determinazione R^2 , sono riportati nelle Tabella 3.7, Tabella 3.8 e Tabella 3.9 per le stagionature in aria, cellophane ed acqua rispettivamente. I valori elevati di R^2 che, nello specifico, risultano sempre superiori a 0,85 eccezion fatta per due soli casi, testimoniano come la regressione lineare sia effettivamente una soluzione efficace a rappresentare la variabilità della resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati all'interno del range di densità studiato nella presente attività di ricerca. Inoltre, dai dati riportati nelle tabelle, si nota che i valori del coefficiente a sono negativi, il che implicherebbe la previsione di una resistenza negativa nel caso di densità dei campioni nulla. Ciò è evidentemente privo di significato fisico ed è semplicemente dovuto al modello matematico adottato: come già detto, infatti, le equazioni proposte valgono nel range di densità ivi studiato.

Tabella 3.7 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini stagionati in aria

tipo di cemento	tensioattivo	coefficiente a	coefficiente b	valore di R^2
CEM I 52,5 R	Foamin C [®]	-7.3567	0.019503	0.99951
	FoamTek	-0.91776	0.0023274	0.88879
	SLS	-0.2512	0.0008	1.00
CEM II A-L 42,5 R	Foamin C [®]	-3.6205	0.011169	0.86485
	FoamTek	-1.8339	0.0049404	0.98702
	SLS	-	-	-

Il tasso di incremento della resistenza a compressione con la densità secca è espresso dal coefficiente b ; quest'ultimo risulta essere di un ordine di grandezza superiore per i provini di calcestruzzo schiumato confezionati con schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®]: la variabilità della resistenza a compressione con la densità è dunque più pronunciata proprio in questi casi.

Tabella 3.8 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini stagionati in cellophane

tipo di cemento	tensioattivo	coefficiente a	coefficiente b	valore di R^2
CEM I 52,5 R	Foamin C [®]	-5.9268	0.018727	1.00
	FoamTek	-1.2507	0.0032922	0.83839
	SLS	-0.96964	0.0021687	1.00
CEM II A-L 42,5 R	Foamin C [®]	-3.4688	0.012684	0.85562
	FoamTek	-2.6054	0.0072252	0.97514
	SLS	-	-	-

Invece, il caso relativo ai calcestruzzi schiumati confezionati con CEM I 52,5R e schiume da tensioattivo sintetico SLS è rappresentato da indagini sperimentali effettuate su due soli valori di densità: proprio a ciò si deve il valore unitario del coefficiente R^2 . Diversa è la ragione del valore unitario di R^2 associato al caso dei calcestruzzi schiumati confezionati con il CEM I 52,5R e

schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] fatti maturare in cellophane: qui i dati sperimentali ottenuti sono perfettamente descritti da una interpolazione lineare. Inoltre, per il caso dei provini realizzati con CEM II A-L 42,5R e schiume da tensioattivo sintetico SLS si è investigata solo una densità secca target, per cui non viene proposta nessuna curva di regressione.

Infine, in Tabella 3.10, vengono riportate le curve di regressione relative ai calcestruzzi schiumati confezionati con CEM I 52,5R, schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] e superfluidificante Sikament[®]-330 che seguono esattamente lo stesso trend già descritto precedentemente per i campioni privi di superfluidificante.

Tabella 3.9 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini stagionati in acqua

tipo di cemento	tensioattivo	coefficiente a	coefficiente b	valore di R^2
CEM I 52,5 R	Foamin C [®]	-5.3285	0.017475	0.99603
	FoamTek	-0.84414	0.0024481	0.94128
	SLS	-0.84139	0.0020321	1.00
CEM II A-L 42,5 R	Foamin C [®]	-3.8337	0.012242	0.82979
	FoamTek	-2.5128	0.0068981	0.99356
	SLS	-	-	-

Tabella 3.10 Coefficienti delle curve di regressione relative ai provini confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®] e con superfluidificante

tipo di cemento	tensioattivo	coefficiente a	coefficiente b	valore di R^2
CEM I 52,5 R	aria	-13.173	0.030062	0.9876
	cellophane	-9.6319	0.027395	0.98818
	acqua	-12.315	0.029741	0.94003

3.6 Considerazioni conclusive al Capitolo 3

La prima parte di questo capitolo, dopo una sintesi degli aspetti generali riguardanti le diverse tipologie di calcestruzzi leggeri, si è focalizzata sulle proprietà caratterizzanti la categoria dei calcestruzzi schiumati, oggetto della presente attività di ricerca. In particolare, la trattazione delle loro proprietà meccaniche, termiche, acustiche, ignifughe, solo per fermarsi a ricordare le principali, e dei possibili campi d'impiego è accompagnata dall'esposizione delle complesse dinamiche che caratterizzano la stabilità delle bolle d'aria in essi inglobate, estendendo alcuni concetti già introdotti nel Capitolo 2 per il caso delle schiume liquide.

I risultati sperimentali discussi nella restante parte del capitolo hanno messo in evidenza la maggiore complessità che contraddistingue il progetto delle miscele di calcestruzzi schiumati rispetto a quelli ordinari: la resistenza a compressione potrebbe crescere o diminuire al crescere del rapporto a/c in funzione della natura del tensioattivo utilizzato per la produzione della schiuma che, a sua volta influisce sulla fluidità totale della miscela allo stato fresco, espressa dal rapporto $(a + s)/c$.

L'attività di ricerca effettuata sui calcestruzzi schiumati classici non ha rappresentato semplicemente una solida base di dati sperimentali utili come esatto termine di paragone (in quanto relativo a stesse attrezzature e costituenti base del mix design) cui riferire quelli relativi ai calcestruzzi schiumati estrudibili, innovazione cui è specificatamente improntata tutta l'attività di ricerca. Infatti le analisi e le elaborazioni dei risultati ottenuti hanno permesso di ampliare la comprensione e la conoscenza scientifica di questa tipologia di calcestruzzi cellulari nel range di densità medio-basse analizzato, mettendo in luce i dissimili comportamenti associati a diversi fattori, quali natura del tensioattivo (anche al variare del rapporto a/c), condizioni di stagionatura e tipologie di cemento, non ancora evidenziati nella letteratura scientifica di settore.

4 I CALCESTRUZZI SCHIUMATI ESTRUDIBILI

4.1 Introduzione

Ogni attività di ricerca nasce come risposta ad una specifica esigenza. In particolare, quella che ha spinto ad intraprendere il presente lavoro pone le sue basi sul fatto che i manufatti realizzati con i calcestruzzi schiumati classici presentati nel Capitolo 3 possono essere ottenuti mediante colatura del materiale cementizio alleggerito in opportuni stampi, nel caso della prefabbricazione, o direttamente in situ nei casseri ivi predisposti, o ancora, qualora la miscela venga impiegata come materiale da riempimento, nelle cavità da colmare. Dunque, le proprietà reologiche dei conglomerati cementizi alleggeriti con schiuma allo stato fresco sono tali da non consentire al materiale stesso il mantenimento della forma in assenza di casseri; in altre parole, il calcestruzzo schiumato classico allo stato fresco non è caratterizzato da una “green strength” tale da consentirne la tenuta dimensionale. Questo rappresenta un forte limite alla possibilità di poter industrializzare i prodotti in calcestruzzo schiumato in maniera efficace e certamente più conveniente dal punto di vista economico, come risulterà chiaro dalla lettura del Capitolo 6, impedendone di fatto una sua diffusione su ampia scala. L’esigenza è, dunque, quella di eliminare o, per lo meno, ridurre quei limiti che non hanno finora permesso l’impiego su larga scala che potenzialmente potrebbe avere un materiale leggero, con buone proprietà meccaniche, impermeabile, isolante, facilmente lavorabile ed economico come il calcestruzzo schiumato.

Nel corso del capitolo, dopo una rapida presentazione delle generalità del processo di estrusione e dell’estrusione di materiali a matrice cementizia, particolare attenzione sarà riservata all’innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile, riportando le estese sperimentazioni che hanno permesso di determinarne compiutamente non solo le proprietà meccaniche (riuscendo nello sforzo di migliorarle al punto tale da essere del tutto paragonabili a quelle possedute dai più costosi calcestruzzi gassosi), ma anche le proprietà fisiche e morfologiche, nonché le campagne sperimentali atte ad individuare le strategie più opportune che permettessero di migliorare, senza peraltro inficiarne la leggerezza, le scadenti capacità flessionali associate a tutti i materiali cementizi caratterizzati da ridotte masse volumiche.

4.2 Caratteristiche del processo di estrusione

L’estrusione è un processo ormai consolidato di formatura che trova applicazione in molteplici settori manifatturieri. Sebbene in passato l’estrusione sia stata applicata principalmente nel campo della lavorazione delle materie plastiche, dei metalli e della manifattura dei prodotti in argilla, oggi tale processo trova destinazione anche nei settori agro-alimentare, farmaceutico e della cosmesi. Inoltre, negli ultimi anni, è sempre più aumentato l’interesse verso questa tecnica di formatura del settore dell’ingegneria civile, dal momento che essa consente di ottenere numerosi benefici connessi soprattutto con il risparmio economico, l’aumento della produttività, la flessibilità del processo di produzione, il miglioramento delle caratteristiche estetiche dei prodotti finali.

L'estrusione consiste nel forzare, mediante l'applicazione di una pressione esterna, un materiale con caratteristiche essenzialmente plastiche attraverso una matrice, detta anche filiera, caratterizzata dalla stessa sezione e geometria che deve essere conferita all'estruso. Nel caso di forme cave sarà evidentemente presente anche un'anima che riprodurrà il profilo della cavità interna. In generale è possibile distinguere due diverse classi di estrusori [120]:

- l'estrusore a pistone, Figura 4.1 a), costituito da un cilindro al cui interno scorre appunto un pistone a cui viene applicata la forza necessaria per lo spostamento del materiale all'interno del cilindro stesso e attraverso la filiera;
- l'estrusore a vite, Figura 4.1 b), in cui la presenza, all'interno di un cilindro con estremità conica, di una vite senza fine che ruota attorno al proprio asse garantisce l'avanzamento del materiale ed il suo passaggio attraverso la filiera.

La differenza sostanziale tra i due tipi di estrusori sta nel fatto che il primo opera in discontinuo, mentre il secondo può operare in continuo, con evidenti vantaggi che fanno di quest'ultimo la tipologia più utilizzata nel settore industriale.

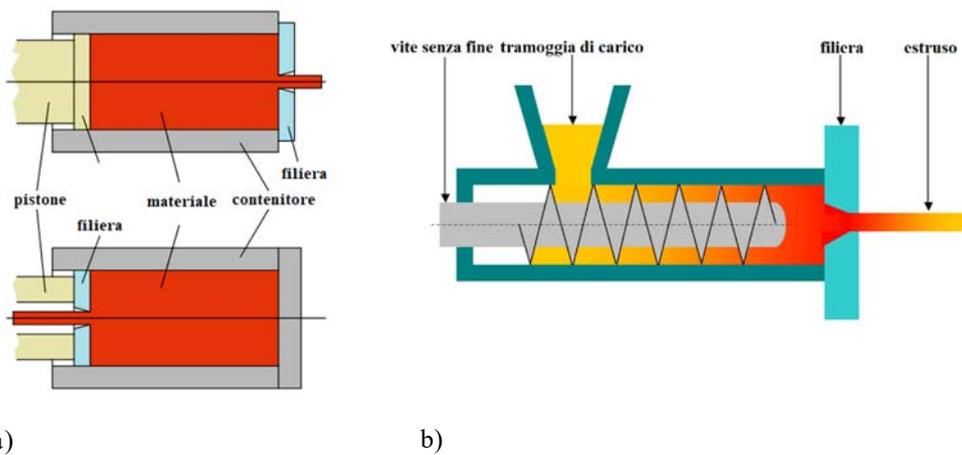


Figura 4.1 Estrusore a pistone a): estrusione diretta (sopra), estrusione inversa (sotto); estrusore a vite b)

Inoltre, come è possibile notare dalla Figura 4.1 a), l'estrusione può essere suddivisa in: diretta, dove la direzione di efflusso del materiale è concorde al moto del pistone: quest'ultimo, infatti, comprime il materiale che va a fuoriuscire dalla parte opposta dove è posizionata la filiera; inversa, in cui la filiera è solidale al pistone che presenta una cavità centrale da cui fuoriesce il materiale estruso in direzione quindi opposta rispetto al moto del pistone.

Un'estensione del processo di estrusione è la cosiddetta coestrusione, in cui vengono estrusi contemporaneamente materiali che possiedono differenti caratteristiche, dando così luogo ad un unico elemento coestruso che le possiede tutte. È questo il caso, ad esempio, di guarnizioni costituite da un'anima rigida che funge da supporto e da una parte esterna più morbida che, invece, garantisce una buona ermeticità. La tecnica della coestrusione richiede impianti più compatti e può essere utilizzata per abbinare materiali affini dal punto di vista della natura chimica, sebbene

negli ultimi tempi siano stati sviluppati degli specifici adesivi, anch'essi estrudibili, che posti all'interfaccia tra due strati, ne permettono di risolvere l'incompatibilità.

In tutti i casi, comunque, il fattore che maggiormente influisce sulla bontà del processo di estrusione, in termini di qualità superficiale e prestazioni meccaniche del prodotto finale, è rappresentato proprio dalle caratteristiche reologiche della miscela processata. Un materiale estrudibile ideale dovrebbe possedere un comportamento plastico caratterizzato da una soglia di plasticità tale da garantirne la stabilità di forma all'uscita dalla filiera. Inoltre, quando il carico applicato è tale da superare la soglia di plasticità, la miscela dovrebbe deformarsi in modo continuo sotto l'azione del carico mantenuto costante, conservando omogeneità di composizione e di struttura; infine, con il rientro del carico al di sotto della soglia di plasticità si dovrebbe registrare un arresto immediato del flusso.

4.3 Estrusione di conglomerati cementizi

L'applicazione della tecnica di estrusione ai materiali a matrice cementizia consente di ottenere non solo i comuni prodotti dell'industria dei laterizi, ma anche tubi, pannelli, profilati per finestre, ecc. Negli ultimi anni ha destato sempre più interesse l'applicazione del processo di estrusione alla produzione di materiali cementizi compositi rinforzati con fibre [121]. Infatti, grazie agli elevati sforzi di taglio ad essa connessi, tale tecnica di formatura facilita l'amalgama all'interno della matrice cementizia di materiali diversi, come per l'appunto le fibre, o anche altri aggregati inorganici, consentendo il raggiungimento di prestazioni migliori.

Come già introdotto nel Paragrafo 4.2, il successo delle operazioni di estrusione dipende in larga misura dalle proprietà reologiche della pasta da estrudere. In particolare, con il termine pasta si indicano quelle miscele che presentano caratteristiche reologiche intermedie tra quelle proprie dei sistemi granulari, in cui le particelle solide che li costituiscono sono libere di muoversi interagendo reciprocamente attraverso forze di contatto, e quelle di sospensioni concentrate, ossia di sistemi bifasici in cui una fase solida risulta finemente dispersa in un mezzo disperdente liquido [120]. Affinchè possano essere estruse, le paste devono possedere una coesione elevata ma, al contempo, devono essere in grado di scorrere agevolmente se sottoposti a determinate sollecitazioni.

In generale, i parametri che più influiscono sul comportamento reologico dei materiali sono rappresentati dal contenuto e dalle proprietà reologiche della loro fase liquida, e dalla forma, dalle dimensioni medie e dalla distribuzione delle dimensioni stesse della fase solida. Ciò vale anche in riferimento alle paste di cemento estrudibili: infatti, nonostante l'elevato numero di componenti che le costituiscono (legante idraulico, aggregato grossolano, aggregato fine, acqua, additivi chimici, aggiunte minerali, fibre), esse sono riconducibili a dei sistemi bifasici, in cui una fase solida è dispersa nella fase liquida. Per quanto detto, tali paste di cemento estrudibili devono possedere il tipico comportamento plastico delle argille e forze di coesione allo stato fresco tali da renderle facilmente formabili con il passaggio attraverso la filiera e, contestualmente, essere abbastanza consistenti in modo da mantenere la stabilità dimensionale, detta green strength, subito dopo la formatura, ossia nel cosiddetto "green state" e fino al successivo indurimento con il procedere delle reazioni di idratazione.

Con il termine “green state”, quindi, si indica quella specifica fase in cui i conglomerati cementizi non hanno ancora raggiunto la parte sostanziale della loro resistenza, indipendentemente dalle modalità di stagionatura adottate, e possono ancora essere formate sfruttando il processo di estrusione. Poiché le miscele a base di leganti idraulici, per via dell’avanzare delle reazioni di idratazione, aumentano la loro resistenza gradualmente nel tempo, non può essere definito con esattezza l’istante preciso in cui può considerarsi conclusa la fase del green state, che evidentemente, risulta dipendere fortemente dallo specifico mix design della miscela. Dunque, possono registrarsi incrementi nella precedentemente introdotta green strength nonostante il materiale cementizio continui a trovarsi nel green state [120].

Sia la fase fluida che quella solida di una pasta cementizia estrudibile devono dunque essere accuratamente progettate per il perseguimento di un estruso di buone qualità. In particolare, la fase fluida deve garantire che, durante l’applicazione del carico esterno per la forzatura del materiale attraverso la filiera, le interazioni tra le particelle avvengano per contatto lubrificato; a tal proposito la fase fluida deve riempire tutti i vuoti interstiziali e formare una sottile pellicola liquida attorno alle singole particelle solide così da impedirne il contatto diretto. Per quantità di fase fluida inferiori, infatti, l’elevato attrito che si genera per il contatto diretto tra i grani determina un incremento della pressione che può dar luogo al blocco dello scorrimento relativo tra le particelle stesse rendendo di fatto la pasta non estrudibile. Evidentemente, ad una maggiore fluidità della pasta corrispondono pressioni di estrusione inferiori. D’altra parte bisogna tener conto che ad un incremento della fase fluida corrisponde un decremento della green strength dell’estruso: l’eccessiva fluidità potrebbe infatti ridurre la stabilità dimensionale del materiale al punto tale da renderlo non più estrudibile. Inoltre, una delle maggiori problematiche che si presentano durante l’estrusione delle paste è rappresentata dal cosiddetto “dewatering”, ossia dalla separazione di fase che vede l’espulsione della fase liquida dalla struttura tridimensionale formata dalle particelle solide per effetto della pressione di estrusione agente sul sistema [122]. Un’ulteriore importante funzione che deve assolvere la fase fluida è quella di ridurre l’attrito che si genera tra le particelle dell’impasto e la superficie dell’estrusore, in particolare dell’ugello di estrusione: la presenza di forze di attrito elevate in corrispondenza della matrice possono infatti causare alcuni difetti come la frattura superficiale dell’estruso. Da quanto detto risulta evidente come la resistenza alla deformazione a taglio della pasta e, dunque, la sua estrudibilità e la qualità dell’estruso, siano fortemente influenzate dallo spessore e dalle proprietà reologiche dello strato di liquido che attornia le particelle solide del sistema cementizio. Solitamente, come verrà chiarito nel seguito, l’estrusione è resa possibile proprio modificando le proprietà reologiche della fase fluida grazie all’utilizzo di specifici additivi chimici denominati viscosity-enhancing agents (VEA).

Come noto, la fase solida di una pasta è costituita da particelle di forma più o meno regolare e distribuzione delle dimensioni molto variabile. Nel processo di estrusione è possibile utilizzare concentrazioni in solido più elevate rispetto a quelle impiegate in altri metodi di formatura, grazie alle pressioni cui è soggetto il materiale all’interno dell’estrusore che determinano un aumento della densità di impaccamento, consentendo la riduzione della quantità di fluido necessaria ad una corretta lubrificazione dei contatti [120]. Tale grado di impaccamento delle particelle può essere opportunamente regolato tramite un accurato controllo della distribuzione delle dimensioni delle particelle stesse: distribuzioni molto ampie permettono di migliorare le condizioni di estrusione

ed essendo associate a pressioni di estrusione più basse permettono di limitare i problemi del “dewatering” [123].

In definitiva, i parametri su cui è possibile intervenire per confezionare una pasta cementizia caratterizzata da un comportamento reologico tale da renderla abile all’estrusione sono rappresentati dal contenuto di liquido e dalle proprietà reologiche di quest’ultimo, modificabili mediante l’impiego di opportuni additivi, quali VEA, ossia viscosizzanti, e superfluidificanti, e dalle dimensioni medie, dalla distribuzione delle dimensioni stesse e dalle possibili aggiunte minerali per quanto concerne la fase solida. L’obiettivo del progetto della miscela è quello di dotare la pasta cementizia di una soglia di plasticità minima pari a circa 20 kPa: infatti, come dimostrato in [124], in corrispondenza di questo valore un conglomerato cementizio tradizionale può essere estruso efficacemente mediante le tecniche convenzionalmente impiegate nelle industrie dei laterizi e dei materiali polimerici.

Viscosity Enhancing Agents (VEA)

I viscosity-enhancing agents, o VEA, noti anche come agenti ispessenti, sono dei polimeri solubili in acqua che, aggiunti alla miscela cementizia, ne modificano sostanzialmente il comportamento reologico, incrementandone coesione e consistenza, dunque la “green strength” [125]. Oltre ad essere utilizzati nel campo dei calcestruzzi estrudibili, questi additivi sono utili anche ai fini della completa eliminazione del problema della sedimentazione, ossia del fenomeno di deposito degli elementi solidi più grossolani e pesanti nella parte inferiore dei casseri che si manifesta soprattutto nei conglomerati cementizi molto fluidi, poveri di cemento e/o sovradosati in additivo superfluidificante [24]. Essi, inoltre, vengono impiegati insieme a significative concentrazioni di additivi superfluidificanti in modo da ottenere miscele cementizie molto fluide ma, al contempo, coese che possono essere pompate senza il rischio di separazioni tra i costituenti caratterizzati da diverse densità o anche gettate in acqua [125]. La presenza di questi additivi conferisce alle miscele il tipico comportamento noto con il termine inglese “shear thinning”: la viscosità del materiale è elevata per valori nulli o comunque bassi dello sforzo di taglio agente, ma decresce sensibilmente all’aumentare di quest’ultimo.

I VEA, inoltre, migliorano la lubrificazione dei contatti tra le particelle solide e, nell’ottica del processo di estrusione, favoriscono lo scorrimento del materiale limitando l’attrito tra quest’ultimo e le pareti dell’estrusore stesso. Dal punto di vista chimico si tratta sostanzialmente di proteine e derivati, polisaccaridi e derivati o, anche, materiali organici sintetici. Gli agenti modificatori di viscosità organici che trovano maggiore impiego nel settore dei calcestruzzi sono l’idrossipropilmetilcellulosa o, più semplicemente, HPMC, che agisce primariamente come lubrificante interno tra le particelle solide del sistema, e il glicole polietilenico, PEG, più idoneo nei riguardi della lubrificazione esterna tra il materiale e le pareti dell’estrusore, grazie a cui è possibile ottenere estrusi dalla superficie più levigata.

Queste sostanze svolgono la loro funzione agendo contestualmente su più fattori all’interno delle paste cementizie [120]:

- incremento della viscosità dell’acqua di impasto per via dell’adsorbimento delle molecole d’acqua da parte delle catene polimeriche dei VEA; è importante, inoltre, onde evitare il decadimento delle prestazioni meccaniche e della durabilità dei

- prodotti, che l'acqua necessaria torni disponibile, al momento opportuno, per il corretto procedere delle reazioni di idratazione della pasta cementizia;
- limitazione della mobilità della fase fluida per via dei legami tra catene polimeriche adiacenti;
 - comportamento “shear thinning” della pasta, dovuto all'attorcigliarsi e all'intricarsi delle lunghe catene polimeriche.

La concentrazione tipica di queste sostanze nelle miscele cementizie dipende da svariati fattori, quali le proporzioni degli altri costituenti del mix design, le proprietà che deve possedere la miscela, le caratteristiche dell'eventuale processo di estrusione a cui deve essere sottoposta, e così via, e variano generalmente tra lo 0,1% e il 5% rispetto al peso della fase solida. Lo svantaggio principale connesso all'uso di queste sostanze va ricercato nel loro costo elevato, che può incidere in modo significativo sull'economicità di tutta la miscela e, più in generale, di tutto il processo. È possibile ridurre i costi relativi all'utilizzo di queste sostanze mediante il loro utilizzo combinato con fluidificanti o superfluidificanti: questo espediente consente di ridurre la quantità di VEA, necessaria per ottenere una determinata viscosità, anche del 20%, impiegando una quantità di fluidificante variabile tra lo 0,005% e lo 0,5% rispetto al peso del cemento [120].

Estrusione di miscele cementizie alleggerite

Nonostante nella letteratura scientifica di riferimento non vi sia traccia di studi relativi a miscele cementizie alleggerite estrudibili, sia nel caso di utilizzo di aggregati leggeri sia in quello di alleggerimento con inglobamento di bolle d'aria, l'interesse che sta maturando proprio negli ultimissimi anni verso questo settore è evidenziato da diversi brevetti depositati negli Stati Uniti a partire dal 2016 che hanno come oggetto comune proprio l'estrusione di conglomerati cementizi leggeri.

In particolare, in [126] il brevetto riguarda un calcestruzzo fibrato di aggregati leggeri con densità compresa tra 200 kg/m^3 e 1000 kg/m^3 con finalità di utilizzo in manufatti da utilizzarsi nell'ambito dell'isolamento termico che consta per il 40% ÷ 90% in peso di cemento, per il 10% ÷ 60% in peso di aggregato leggero come argilla espansa, per 5% ÷ 40% in peso di un materiale secondario come aggregato fine, aggiunte minerali, carbonato di calcio, per l'1% ÷ 20% in peso di fibre corte disperse, per lo 0,5% ÷ 10% in peso di VEA (ad esempio CMC, HPMC, ma anche viscosizzanti da fonti naturali, come amido di mais, fecola di patate, ecc), per lo 0,1% ÷ 8% in peso di additivo ritardante (ad esempio citrato di sodio) e per il 10% ÷ 60% in peso di acqua. Dunque, in realtà, questo brevetto non introduce nessuna modifica sostanziale in quanto l'alleggerimento viene perseguito mediante l'utilizzo di aggregati leggeri e l'estrudibilità grazie all'impiego di un qualunque modificatore di viscosità proprio come avviene per i calcestruzzi tradizionali, solo che, rispetto a quelli, le densità e, dunque, le finalità, sono ben diverse.

In [127] il brevetto è ancora relativo ad un calcestruzzo fibrato di medio-basse densità comprese tra 900 kg/m^3 e 1000 kg/m^3 dove però si prevede la presenza di un agente aerante che permette la formazione di un sistema di bolle d'aria con diametro compreso tra 0,02 e 12 mm all'interno della matrice cementizia. Il materiale, che può essere considerato un calcestruzzo cellulare fibrato estrudibile permette di ottenere estrusi di spessore di 20 mm circa ed è caratterizzato da una resistenza a compressione compresa tra 5 MPa e 8 MPa. Tale materiale è

costituito per il 35% ÷ 70% da cemento, per lo 0% ÷ 15% da fibre (ad esempio cellulosa, polipropilene), per lo 0% ÷ 0,1% da agente aerante, per il 10% ÷ 70% da aggregato siliceo e per lo 0,6% ÷ 1% da VEA.

4.4 Estrusione dei calcestruzzi schiumati

Come appare evidente dalle date recentissime di pubblicazione dei brevetti richiamati nel Paragrafo 4.3 l'estrusione di paste cementizie alleggerite è un campo di ricerca molto attuale soprattutto oltreoceano; infatti, come risulterà chiaro dalla lettura del Capitolo 6, la possibilità di applicare questa tecnica di produzione al settore dei calcestruzzi leggeri consentirebbe a questo settore cementizio di ottenere diversi vantaggi, non ultimo quello economico.

L'utilizzo dei comuni VEA nei calcestruzzi leggeri e, in particolare, nei cellulari, sia essi aerati che schiumati, come risulta chiaro anche in [127], non consente di ottenere paste estrudibili caratterizzate da basse densità, essendo molto difficile il perseguimento di conglomerati alleggeriti con bolle d'aria caratterizzati da una green strength tale da permetterne il mantenimento della forma a densità inferiori a 900 kg/m^3 ÷ 1000 kg/m^3 , con la conseguenza di forti limitazioni circa la flessibilità e le potenzialità di impiego del materiale stesso. Le enormi complessità correlate all'ottenimento di un calcestruzzo schiumato o, più in generale, aerato, estrudibile di bassa o bassissima (ultra-leggero) densità sono dovute alla sempre maggiore quantità di schiuma (o agente aerante) necessaria per il perseguimento di masse volumiche via via inferiori. È noto, infatti, che ad una maggiore presenza di schiuma si accompagna un incremento della fase fluida del sistema cementizio con decremento dell'yield stress e, dunque, della capacità di autosostenersi del materiale nel green state. Per di più, l'impiego di additivi viscosizzanti che, evidentemente, accrescono in modo significativo la consistenza del conglomerato cementizio, rendendolo più viscoso e compatto, nel caso propizio in cui non siano incompatibili chimicamente con il tensioattivo impiegato (circostanza che porterebbe all'immediato collasso della maggior parte delle bolle d'aria e che va di volta in volta verificata a seconda dell'additivo viscosizzante e dell'agente aerante che si ha intenzione di utilizzare) conducono ad una maggiore perdita di bolle d'aria nelle fasi iniziali di miscelazione, con conseguente incremento della fase fluida e peggioramento della tenuta dimensionale del materiale, senza un contestuale significativo aumento di volume proprio perché la maggiore viscosità e consistenza del sistema rendono più complesso l'intrappolamento di bolle d'aria all'interno della matrice, riducendolo significativamente [40]. Dunque, se da una parte l'utilizzo dei VEA incrementa la viscosità della pasta cementizia, dall'altra accresce fortemente la quantità di schiuma necessaria a raggiungere una certa bassa densità, con la conseguenza di non riuscire ad ottenere prodotti estrudibili molto leggeri. Posto ciò, rimane comunque ferma la necessità di aggiungere al conglomerato cementizio alleggerito con bolle d'aria un opportuno additivo viscosizzante per poterne permettere l'estrusione; la sfida risulta quella di modificare opportunamente il VEA facendo in modo che, al momento dell'inserimento della schiuma nella pasta cementizia già additivata con il viscosizzante stesso, quest'ultimo, non solo non vada ad inficiare la stabilità delle bolle d'aria, ma addirittura venga inglobato nel sottile strato compreso all'interno delle lamelle delle bolle stesse così da stabilizzarle e, al contempo, aumentarne la viscosità e la tenuta riducendo ai minimi termini i fenomeni del drenaggio, della diffusione, della coalescenza, del galleggiamento e del collasso.

Al fine di realizzare un additivo quanto più possibile “green”, nel senso del termine inteso come rispettoso dell’ambiente e, dunque, biodegradabile ed ottenibile da fonti rinnovabili, l’attività di ricerca si è focalizzata sugli additivi viscosizzanti a base di amido, un composto organico a base di polisaccaridi comunemente contenuto in riso, patate, mais, ecc. Per di più, l’impiego di viscosizzanti a base di amido, grazie alla proprietà di iniziale ritenzione di acqua e successivo rilascio ritardato nel tempo, potrebbe interessare positivamente l’evoluzione dei processi di idratazione della pasta cementizia specialmente nel caso delle condizioni di stagionatura peggiori, ossia in aria, dove la precoce de-idratazione del sistema conduce in genere a gradi di idratazione inferiori e, conseguentemente, a peggiori proprietà meccaniche.

L’amido, che si trova sotto forma di granuli le cui dimensioni variano da 1 μm a 100 μm , è un polimero costituito principalmente da due componenti molecolari: l’amilosio, presente in una percentuale che varia tra il 18% e il 35%, e l’amilopectina, tra il 65% e l’82%; esistono, in realtà, alcuni genotipi mutanti di mais, orzo, avena e riso che contengono fino al 70% di amilosio, mentre altri, detti waxy, caratterizzati da contenuti di amilosio inferiori al 15% [128]. L’amilosio è un polisaccaride costituito da lunghe catene solitamente considerate prive di ramificazioni, sebbene, in realtà, non sia una molecola completamente lineare vista comunque la presenza di qualche punto di ramificazione. Esso è inoltre caratterizzato da un grado di polimerizzazione¹³ inferiore rispetto all’amilopectina che, dal canto suo, è il componente dell’amido altamente ramificato. Oltre a questi due componenti principali, nell’amido possono essere presenti anche lipidi, proteine, enzimi, amminoacidi e acidi nucleici [128]. La disposizione dell’amilosio e dell’amilopectina all’interno dei granuli di amido dà luogo a proprietà semicristalline che rendono tale sostanza insolubile in acqua a temperatura ambiente; tuttavia, il riscaldamento dell’amido in ambiente acquoso (con un rapporto acqua/amido almeno pari a 1,5), ad una temperatura tra 50°C e 70°C a seconda dell’origine dell’amido, fa sì che esso perda progressivamente la struttura semicristallina cosicché l’amilosio e l’amilopectina possano entrare in soluzione formando dei legami con le molecole d’acqua: tale processo è noto con il termine di gelatinizzazione che è caratterizzato per l’appunto dal rigonfiamento per idratazione della parte amorfa dei granuli di amido (infatti si registra una diffusione di acqua all’interno della struttura porosa dei granuli) con destabilizzazione delle regioni cristalline in essi disperse, passando in tal modo da una struttura ordinata e, almeno in parte, cristallina, ad una disordinata con le caratteristiche di un gel [128]. In particolare, durante la gelatinizzazione avviene la rottura del legame idrogeno delle zone cristalline che determina un grande assorbimento d’acqua da parte dei granuli che può arrivare anche a 10 ÷ 30 volte il suo peso. Il risultato di questo processo è una riduzione dell’acqua libera e un incremento sostanziale della viscosità della sospensione. Il successivo raffreddamento del sistema favorisce il ripristino della struttura ordinata con conseguente ricristallizzazione o, meglio, retrogradazione dell’amido che, tuttavia, non ritorna alla condizione iniziale, ma dà origine ad una struttura intermedia rigida dovuta ad un nuovo riarrangiamento delle catene di amilosio e amilopectina con la contestuale esclusione dell’acqua. Un amido retrogradato perde parte del suo potere di gelatinizzazione, infatti una porzione di esso, circa il 10%, diventa termoresistente. L’eventuale presenza di soluti

¹³ Il grado di polimerizzazione indica il numero di unità ripetitive presenti nella struttura di un polimero, ovvero una molecola dall’elevato peso molecolare, costituita da un gran numero di gruppi molecolari (le unità ripetitive appunto) uniti a catena mediante la ripetizione dello stesso tipo di legame

nell'acqua, come, ad esempio, proteine o zuccheri, influenza i processi di gelatinizzazione e retrogradazione, provocando un incremento della temperatura del primo e un rallentamento della velocità con cui si presenta il secondo. Pure la quantità di amilosio e amilopectina che costituiscono l'amido ha delle influenze su tali processi in quanto l'amilosio tende a retrogradare più velocemente dell'amilopectina: amidi ricchi di amilosio come quello di mais o di frumento, tendono a gelatinizzare con più difficoltà e a retrogradare più rapidamente rispetto a quelli che presentano contenuti maggiori di amilopectina, come, ad esempio, quelli di patata o di riso. Ricapitolando, il processo di gelatinizzazione dell'amido può avvenire al di sopra di una certa temperatura di soglia, detta temperatura di transizione vetrosa, e in presenza di una adeguata quantità d'acqua (il processo è tanto più completo quanta più acqua è a disposizione dei granuli) e, al suo interno, possono essere individuati tre eventi che si susseguono nell'intervallo di temperatura solitamente compreso tra 60°C e 85°C: transizione vetrosa endotermica, fusione della porzione di amilopectina cristallina e cristallizzazione della frazione di amilosio amorfo.

L'idea di utilizzare l'amido come additivo in calcestruzzi schiumati al fine di stabilizzare le bolle d'aria presenti nel sistema grazie all'introduzione del viscosizzante nei sottili strati che separano i pori stessi è già presente in [129], sebbene lì l'amido fosse usato solo come stabilizzante e non effettivamente come modificatore reologico della pasta che, effettivamente, non risulta estrudibile. La difficoltà, comunque, è sempre quella legata al contemporaneo raggiungimento di due obiettivi tra di loro in contrasto: basse densità ed estrudibilità.

Anzitutto, al fine di potersi inserire al meglio all'interno delle lamelle, è necessario che il sistema additivato sia capace di dar luogo ad una pellicola molto sottile, cosa non perseguibile a partire da una semplice miscela di acqua ed amido a causa della struttura ramificata propria delle catene di amilopectina che, pur "srotolandosi" durante il processo di gelatinizzazione non lo fanno abbastanza da poter costituire un film sottile, uniforme e continuo necessario allo scopo da perseguire. Così è necessario l'inserimento nella miscela di una sostanza capace di spezzare le catene ramificate dell'amilopectina; la soluzione sta nell'inserimento di un acido: in particolare si è fatto riferimento ad un acido debole, l'acido acetico (CH_3COOH), che spezza le catene ramificate di amilopectina, riducendone la lunghezza e permettendo il conseguimento del film sottile desiderato. La scelta dell'acido acetico è anche dettata da ragioni di convenienza economica, essendo probabilmente il meno costoso sul mercato, da ragioni di praticità, non essendo particolarmente dannoso se confrontato con gli effetti che possono provocare altri acidi in commercio e da ragioni di rispetto dell'ambiente, grazie alla possibilità di poterlo recuperare da lavorazioni di scarto di alcune industrie, si pensi, ad esempio, ai processi di recupero di tale sostanza dalle acque di vegetazione, scarto della lavorazione delle olive durante la produzione di olio. Tornando alla composizione dell'additivo, l'ulteriore aggiunta di una sostanza plasticizzante, quale il glicerolo, consente di ridurre la fragilità e la rigidità della pellicola, aumentandone elasticità e tenuta in presenza di sollecitazioni esterne. Infine, per eliminare il noto effetto ritardante che l'acido acetico ha sui processi di idratazione della pasta cementizia [130], con le ovvie conseguenze negative che ne risultano, urge l'inserimento di una quantità di calce utile a reagire con l'acido [131], così da eliminare l'indesiderato effetto sull'idratazione delle paste, trasformandolo in effetto accelerante [130], e ristabilire un pH più elevato nel sistema.

L'additivo così ottenuto funziona quindi come mezzo per il trasporto e la dispersione all'interno della pasta cementizia, con cui viene miscelato, dei gruppi carbossilici (COO^-) che vengono adsorbiti sulla superficie delle particelle di cemento e degli ioni calcio (Ca^+) che sono attratte dalla carica negativa posseduta dalle molecole anfifiliche del tensioattivo permettendo la formazione di un'emulsione stabile di pasta cementizia alleggerita con bolle d'aria [41] caratterizzate da un'elevatissima stabilità e omogeneamente distribuite nella miscela. Infatti, al momento dell'immissione della schiuma, la porzione di molecole di tensioattivo che contribuiscono all'intrappolamento e alla stabilizzazione delle bolle d'aria è nettamente superiore, essendo di gran lunga ridotta la quantità di esse che viene adsorbita sulle particelle solide, dove sono già presenti i gruppi carbossilici precedentemente adsorbiti. Il meccanismo di stabilizzazione si basa su più fattori: l'impedimento sterico dovuto alla presenza delle catene carbossiliche e delle code idrofobe delle molecole di tensioattivo, la repulsione elettrostatica dovuta alla carica negativa posseduta dalle teste idrofile delle molecole di tensioattivo, nel caso di utilizzo di tensioattivi anionici per la generazione della schiuma, come nella presente attività di ricerca, e presente anche nei gruppi carbossilici, la maggiore viscosità della fase fluida, per via della presenza dell'amido, che ostacola la fuoriuscita delle bolle e, nel caso di sollecitazioni esterne, dà luogo ad un effetto cuscinetto che smorza le azioni salvaguardando la tenuta delle bolle stesse ed evitando il fenomeno di coalescenza tra bolle adiacenti grazie all'effetto barriera [40]. La combinazione di questi effetti, unita all'incremento della viscosità del sottile film che attornia le bolle grazie alla presenza dell'amido, fa sì che le bolle stesse coalescano in maniera molto limitata durante la prima fase di miscelazione con la pasta cementizia dotata di elevata consistenza, così da non inficiarne la possibilità di essere estrusa scongiurando l'incremento troppo elevato della fase fluida, dopodiché, man mano che viene intrappolata l'aria e la pasta diviene via via più leggera e lavorabile (non per perdita di consistenza ma proprio per la presenza delle bolle d'aria), rende il sistema coeso e dimensionalmente stabile grazie ad una vicendevole attrazione tra le bolle d'aria attorniate dal sottile film di pasta cementizia dotato di elevata coesione.

L'additivo è utilizzabile in percentuali variabili a seconda delle necessità rispetto al peso del cemento. In particolare, nelle sperimentazioni che seguiranno, visto il range di densità cui è rivolta l'attività di ricerca, ossia quello delle masse volumiche medio-basse, verrà utilizzata una percentuale dell'additivo (inteso come somma delle quantità di amido, acido acetico, calce e glicerolo) preventivamente gelatinizzato pari al 5% sul peso del cemento di volta in volta impiegato.

Appurata la compatibilità chimica degli elementi individuati come costituenti dell'additivo sia riguardo la schiuma prodotta con i tensioattivi sintetici utilizzati nella presente attività di ricerca, vale a dire gli anionici Foamin C[®], FoamTek e SLS, sia con le reazioni di idratazione del cemento, sebbene in questo secondo caso il supporto della documentazione scientifica di riferimento non poneva dubbi al riguardo, si è proceduto con l'ottimizzarne la composizione, intesa come rapporti tra i diversi costituenti, in modo tale da ottenere un calcestruzzo schiumato estraibile anche nel caso ultra-leggero, ossia con masse volumiche inferiori ai 500 kg/m³. L'attività sperimentale di ottimizzazione del mix design ha permesso di risolvere i problemi legati alla scarsa stabilità dimensionale dei primi estrusi, Figura 4.2, giungendo all'identificazione dei range entro cui poter

far variare i diversi costituenti in modo tale che i calcestruzzi schiumati ultra-leggeri presentassero comunque un'ottima tenuta dimensionale, Figura 4.3.



Figura 4.2 Estrusi di calcestruzzo schiumato ultra-leggero con insufficiente stabilità dimensionale



Figura 4.3 Estrusi di calcestruzzo schiumato ultra-leggero

È interessante il confronto macroscopico, riportato in Figura 4.4, tra paste allo stato fresco di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile: la differenza tra la consistenza, la coesione e la viscosità delle due paste risulta nettamente evidente anche solo dall'analisi visiva delle due miscele; la banale prova effettuata prelevando il materiale con un cucchiaio e capovolgendolo poi sopra il contenitore conferma le impressioni: nel caso del calcestruzzo schiumato additivato il materiale rimane attaccato al cucchiaio, mentre nell'altro della miscela classica, evidentemente, cola nel contenitore. Le differenze quantitative tra le proprietà reologiche che caratterizzano lo stato fresco dei calcestruzzi schiumati classici ed estrudibili verranno messe in luce nel Capitolo 5. Un'altra sostanziale differenza macroscopica deducibile dalla Figura 4.4 riguarda la dimensione e la distribuzione delle bolle all'interno delle due diverse tipologie di calcestruzzo schiumato: nel prodotto innovativo esse risultano più piccole e più omogeneamente distribuite all'interno della matrice cementizia. Queste differenze sono dovute proprio alla maggiore viscosità del sistema nel caso dei calcestruzzi schiumati estrudibili: ad un incremento della viscosità si accompagna infatti un aumento della pressione di confinamento che agisce sulla bolla stessa con la conseguenza dell'ottenimento di una condizione di equilibrio con la pressione interna alla bolla in corrispondenza di diametri più piccoli. Lo studio della morfologia delle bolle d'aria del nuovo

calcestruzzo schiumato e il confronto con quella caratterizzante il classico verrà illustrato nel Paragrafo 4.7.

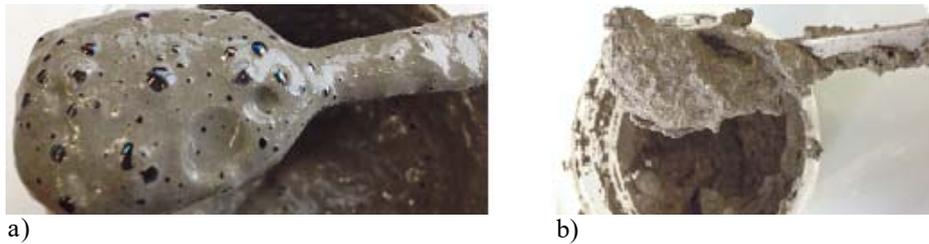


Figura 4.4 Confronto tra paste allo stato fresco di calcestruzzo schiumato classico a) ed estrudibile b)

Quanto presentato, su proposta dell'ing. Ernesto Gugliandolo che per mezzo del progetto "Start up to GO" ha instaurato una sinergia con l'Università degli Studi di Messina dando origine alla presente attività di ricerca, ha portato al brevetto internazionale WO 2017/029688 pubblicato il 23 Febbraio 2017.

4.5 I test sui calcestruzzi schiumati estrudibili: le proprietà meccaniche

Stabilita la composizione chimica dell'additivo che impiegato per il confezionamento del calcestruzzo schiumato ne consente il raggiungimento di coesione e consistenza allo stato fresco o, ancor più specificatamente, nel green state, tali da permetterne la stabilità dimensionale (green strength) in assenza di casseri (a tal proposito si rimanda alla lettura del Capitolo 5 per la determinazione e descrizione delle proprietà reologiche del materiale innovativo nel green state) nel prosieguo di questo capitolo vengono presentati i risultati delle estese campagne sperimentali effettuate sui calcestruzzi schiumati estrudibili atte ad investigarne le proprietà meccaniche. Le prime prove sono state condotte in maniera analoga, a meno dell'aggiunta dell'additivo, a quelle effettuate sui calcestruzzi schiumati classici presentate nel Capitolo 3 così da poter attuare un confronto diretto tra le resistenze a compressione delle due tipologie di calcestruzzi schiumati e verificare eventuali interferenze negative dell'additivo con i processi di idratazione del cemento.

La lettura del presente paragrafo fornirà non solo le informazioni relative alle prestazioni meccaniche dell'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile, ma anche le strategie impiegate per ottenere significativi incrementi sia della sua resistenza a compressione, riuscendo ad ottenere resistenze paragonabili, se non addirittura superiori, rispetto a quelle della categoria più costosa ma anche più conosciuta e diffusa di calcestruzzi cellulari, ovvero i gassosi, che della sua resistenza a trazione indiretta, determinate su provini prismatici in ottemperanza alla norma europea UNI EN 196-1.

4.5.1 Resistenza a compressione secondo ASTM C-109

Come già accennato, le prime prove per la valutazione della resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile sono state effettuate in modo del tutto analogo a quanto descritto nel Paragrafo 3.5 relativamente ai test effettuati per investigare la resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati classici.

Nello specifico, sono state impiegate le stesse tipologie di cemento, ossia CEM I 52,5R e CEM II 42,5R A-L, mentre, per quel che riguarda il tensioattivo per la generazione della schiuma, si è deciso di effettuare tutte le nuove campagne sperimentali utilizzando solo quello proteico, ossia il Foamin C[®], a cui, come illustrato nel Capitolo 3, erano associate le migliori prestazioni meccaniche dei calcestruzzi schiumati in tutte le diverse condizioni investigate. Inoltre, al fine di non introdurre ulteriori variabili nella miscela cementizia alleggerita che avrebbero potuto ancor più complicare la lettura dei risultati, non si è ritenuto opportuno inserire nel mix design ulteriori additivi chimici, quali, ad esempio, i superfluidificanti testati nell'ambito delle sperimentazioni sui calcestruzzi schiumati classici; lo studio della compatibilità dei vari additivi chimici correntemente in uso nel settore cementizio con gli innovativi calcestruzzi schiumati estrudibili presentati in questo lavoro si configura come un campo molto fertile per interessanti futuri lavori di ricerca.

La preparazione dei provini ha visto anzitutto la miscelazione di cemento e additivo, preparato come specificato nel Paragrafo 4.4, con l'utilizzo del miscelatore verticale già impiegato per lo studio dei calcestruzzi schiumati classici, imponendo la stessa velocità di rotazione di 1200 rpm alla frusta miscelatrice per circa 1 minuto e, in ogni caso, fino all'ottenimento di una pasta omogenea. A questo punto è stata aggiunta gradatamente, in circa 2 minuti, la schiuma preformata, anch'essa, evidentemente, contraddistinta dalla stessa densità, pari a 80 ± 10 g/l, e dalle stesse concentrazioni di tensioattivo proteico Foamin C[®] e pressione dell'aria già utilizzate nelle sperimentazioni sugli schiumati classici. Le quantità dei vari costituenti che compongono la miscela, ossia cemento c , acqua a , schiuma s , additivo ad , espresso in percentuale rispetto al peso del cemento, insieme ai rapporti a/c , s/c e $(a + s)/c$, sono riportati nel mix design di Tabella 4.1. Da quest'ultima è possibile notare che in questa prima campagna sperimentale comparativa, da qui la lettera C che accompagna la denominazione di ogni serie, sono state investigate tutte e tre le densità secche target pari a 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 (con la solita tolleranza sulle densità effettivamente ottenute pari a $\pm 50 \text{ kg/m}^3$ [60]), già precedentemente studiate per i calcestruzzi schiumati classici, nel caso di impiego del CEM II A-L 42,5R, ma solo le densità secche target di 400 kg/m^3 e di 800 kg/m^3 per il CEM I 52,5R, utilizzando un rapporto a/c pari a 0,3. Questa scelta è dovuta alla necessità di economizzare quanto più possibile l'impiego del cemento Portland CEM I 52,5R date le difficoltà di approvvigionamento di quest'ultimo, non venduto in sacchi, rispetto al cemento Portland al calcare CEM II A-L 42,5R, quest'ultimo facilmente acquistabile presso qualunque rivenditore di materiale edilizio. Medesima giustificazione trova l'impiego del solo CEM II A-L 42,5R per il confezionamento delle serie con rapporto a/c pari a 0,5, utili semplicemente a verificare eventuali differenze dell'influenza di tale rapporto sulla resistenza a compressione di questi calcestruzzi schiumati innovativi rispetto a quelle già analizzate nei tradizionali. L'adozione di un rapporto a/c pari a 0,5, incrementando significativamente la fase fluida della miscela, peggiora nettamente la tenuta dimensionale del materiale nel green state. Così come nei classici, anche nei calcestruzzi schiumati estrudibili è evidente che al crescere della massa volumica diminuisce il contenuto di schiuma utile a raggiungere una certa densità target e, conseguentemente, decrescono i rapporti s/c e $(a + s)/c$, confermandosi anche la circostanza di una riduzione della quantità di schiuma impiegata nel caso del cemento Portland al calcare, legata proprio alla maggior finezza del CEM I 52,5R rispetto al

CEM II 42,5R, come già spiegato a proposito delle sperimentazioni sugli schiumati classici. Inoltre è interessante notare che, rispetto al mix design di questi ultimi, cfr. Tabella 3.2, la quantità di schiuma necessaria ad ottenere una certa densità è nel caso degli estrudibili sostanzialmente superiore. Infatti, prendendo in considerazione il caso del CEM I 52,5R con densità secca target pari a 400 kg/m^3 si registra un incremento circa pari al 13% nel rapporto s/c e di circa il 7% nel rapporto $(a + s)/c$, mentre nel caso della densità secca target pari a 800 kg/m^3 , il valore del primo rapporto è quasi il doppio, passando da 0,15 a 0,28, mentre l'incremento del secondo è superiore al 28% rispetto ai corrispondenti casi dei calcestruzzi schiumati classici. Le stesse considerazioni valgono nel caso di impiego del CEM II A-L 42,5R: qui, in media, l'incremento del rapporto s/c è leggermente superiore al 40%, mentre quello del rapporto $(a + s)/c$ si attesta nell'ordine del 14%. Le più alte quantità di schiuma necessarie al perseguimento di una certa densità obiettivo sono da ascrivere alla maggiore consistenza della pasta cementizia: un incremento della viscosità della miscela, infatti, se da un lato ostacola la fuoriuscita delle bolle aumentandone la stabilità, dall'altro rende più complicato il loro intrappolamento, riducendo, a parità di agente aerante impiegato, la quantità di aria intrappolata nel sistema [40].

Tabella 4.1 Mix design dei provini cubici in calcestruzzo cellulare estrudibile

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato secco	cemento	acqua	schiuma	additivo VEA	rapp. 1	rapp. 2	rapporto 3
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$c [kg/m^3]$	$a [kg/m^3]$	$s [kg/m^3]$	$ad [\%]^{\dagger}$	a/c	s/c	$(a + s)/c$
CEM I	#1C	380	304	91	130	5	0.3	0.43	0.73
52,5 R	#2C	763	625	187	175	5	0.3	0.28	0.58
	#3C	401	314	94	120	5	0.3	0.38	0.68
	#3.1C	403	318	159	62	5	0.5	0.19	0.69
CEM II	#4C	573	417	125	131	5	0.3	0.31	0.61
A-L 42,5 R	#4.1C	576	420	210	57	5	0.5	0.13	0.63
	#5C	795	628	188	136	5	0.3	0.22	0.51
	#5.1C	779	610	305	53	5	0.5	0.09	0.59

[†] in percentuale sul peso del cemento

Tabella 4.2 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini cubici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e w_a

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato fresco	densità umidità naturale	differenza tra le densità	densità secca	porosità	contenuto naturale d'acqua
		$\gamma_f [kg/m^3]$	$\gamma_u [kg/m^3]$	$\Delta\gamma [\%]$	$\gamma_s [kg/m^3]$	$\varepsilon [\%]$	$w_a [\%]$
CEM I 52,5 R	#1C	534	459	14.04	381	79.42	16.99
	#2C	1018	935	8.15	767	58.56	17.97
CEM II A-L 42,5 R	#3C	577	501	13.17	436	74.87	12.97
	#3.1C	590	485	17.80	398	77.06	17.94
	#4C	754	668	11.40	581	66.51	13.02
	#4.1C	786	672	14.50	583	66.40	13.24
	#5C	1038	932	10.21	808	53.43	13.30
	#5.1C	1047	930	11.17	789	54.52	15.16

Tabella 4.3 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria

tipo di cemento	serie no.	densità secca media	st. dev. densità secca	COV dens. secca	resist. a compres. media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}
CEM I 52,5 R	#1C	381	8	0.02	1.01	0.11	0.11
	#2C	767	8	0.01	9.89	1.01	0.10
CEM II A-L 42,5 R	#3C	436	11	0.03	0.96	0.23	0.24
	#3.1C	398	4	0.01	0.98	0.01	0.01
	#4C	581	13	0.02	2.95	0.05	0.02
	#4.1C	583	1	0.00	3.48	0.35	0.10
	#5C	808	11	0.01	7.34	0.11	0.01
	#5.1C	789	5	0.01	7.58	0.14	0.02

Tabella 4.4 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane

tipo di cemento	serie no.	densità secca	st. dev. densità	COV dens.	resist. a	st. dev. res. a	COV resist. a
		media	secca	secca	compres. media	compressione	compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}
CEM I 52,5 R	#1C	390	2	0.01	1.10	0.14	0.16
	#2C	769	10	0.01	10.17	0.87	0.08
CEM II A-L 42,5 R	#3C	392	6	0.01	1.27	0.08	0.06
	#3.1C	406	3	0.01	0.85	0.13	0.15
	#4C	578	8	0.01	3.78	0.06	0.01
	#4.1C	575	13	0.02	3.05	0.13	0.04
	#5C	795	2	0.00	9.07	0.24	0.03
	#5.1C	775	18	0.02	7.32	0.19	0.03

Tabella 4.5 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua

tipo di cemento	serie no.	densità secca	st. dev. densità	COV dens.	resist. a	st. dev. res. a	COV resist. a
		media	secca	secca	compres. media	compressione	compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}
CEM I 52,5 R	#1C	370	2	0.01	1.15	0.04	0.05
	#2C	754	38	0.05	9.20	1.43	0.15
CEM II A-L 42,5 R	#3C	376	11	0.03	1.03	0.14	0.14
	#3.1C	405	8	0.02	0.88	0.04	0.04
	#4C	560	11	0.02	3.01	0.07	0.02
	#4.1C	570	21	0.04	2.90	0.29	0.1
	#5C	782	21	0.03	8.36	0.71	0.08
	#5.1C	772	12	0.02	7.42	0.51	0.07

La miscela cementizia alleggerita estrudibile così preparata, non potendo essere colata, viene costipata con un opportuno cucchiaio all'interno degli stampi cubici in acciaio di lato 5 cm e scasserata dopo 48 ore. Dei 6 provini cubici così realizzati caratterizzanti ogni serie, due sono stati fatti stagionare in aria ad una temperatura ambientale pari a $20\pm 3^\circ\text{C}$ ed una umidità relativa del $75\pm 5\%$, due sono stati avvolti in fogli di cellophane ad una temperatura di $20\pm 3^\circ\text{C}$ e ad una umidità relativa interna all'ambiente protetto dal cellophane presumibilmente maggiore rispetto quella esterna del $75\pm 5\%$ ed, infine, due sono stati immersi in acqua ad una temperatura controllata pari a 30°C fino al compimento dei classici 28 giorni, al termine dei quali è stato eseguito il test di compressione mediante il telaio di prova 65-L1301/FR prodotto dalla Controls s.p.a. con un incremento di carico pari a 1000 N/s fino al raggiungimento della rottura del campione. La riproposizione delle tre diverse condizioni di stagionatura è utile per capire ancor meglio gli eventuali effetti dell'additivo sul grado di idratazione della pasta cementizia in relazione anche ai diversi ambienti di maturazione.

In Tabella 4.2 vengono riportate le densità dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile valutate al momento del confezionamento γ_f , dopo 28 giorni di stagionatura in aria γ_u e allo stato secco γ_s , queste ultime ottenute essiccando i provini in stufa ad una temperatura di $115\pm 5^\circ\text{C}$ per almeno 48 ore e, comunque, fino al raggiungimento di un peso costante; tale valutazione viene effettuata su tutti i campioni subito dopo l'esecuzione della prova di compressione. Inoltre, in tabella vengono riportate la differenza percentuale $\Delta\gamma$ tra le densità γ_f e γ_u , valutata in accordo alla relazione 3.1, il contenuto naturale di acqua w_a determinato secondo la relazione 3.2 e la porosità ε , calcolata coerentemente alla relazione 3.3 e a quanto dettagliatamente descritto nel Paragrafo 3.5.5.

La densità dei campioni allo stato fresco γ_f varia approssimativamente tra 530 kg/m^3 e 1050 kg/m^3 , quella in condizioni di umidità naturale dopo 28 giorni di stagionatura in aria γ_u tra 460 kg/m^3 e 940 kg/m^3 , mentre quella secca γ_s tra 380 kg/m^3 e 800 kg/m^3 . Relativamente agli indicatori precedentemente introdotti $\Delta\gamma$ e w_a , è possibile trarre le stesse indicazioni evidenziate dai risultati riscontrati nell'ambito della campagna sperimentale sui calcestruzzi schiumati classici: il primo si riduce leggermente all'incrementarsi della densità, per via della maggiore fase fluida presente nelle miscele più leggere, mentre il secondo mostra un leggerissimo incremento all'aumentare della densità ed è superiore nel caso del più fine CEM I 52,5R proprio per la maggiore area superficiale associata alle particelle di questa tipologia di cemento. Infine l'incremento di a/c conduce a degli aumenti sia in $\Delta\gamma$ che in w_a .

Nelle Tabella 4.3, Tabella 4.4 e Tabella 4.5 sono riportati i dati sperimentali ottenuti dai test di compressione effettuati sui provini stagionati in aria, in cellophane ed in acqua rispettivamente, insieme ai valori statistici riguardanti sia la densità secca che la resistenza a compressione.

Effetto del tipo di cemento e delle condizioni di maturazione

In Figura 4.5 è riportato l'andamento della resistenza a compressione al variare della densità secca dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume generate mediante tensioattivo Foamin C® al variare della tipologia di cemento e delle condizioni di stagionatura: in aria a), in cellophane b), in acqua c). Evidentemente, la resistenza a compressione cresce al crescere della massa volumica in modo pressoché lineare nel range di densità investigato

e, così come accadeva per quelli non estrudibili, sia la resistenza che il suo tasso di incremento con la densità risultano superiori per i campioni confezionati con il più prestazionale CEM I 52,5R. I risultati sperimentali sono dunque perfettamente in linea con le attese a testimonianza del corretto procedere delle reazioni di idratazione delle paste cementizie alleggerite estrudibili, anche in presenza di leganti idraulici dalla diversa composizione.

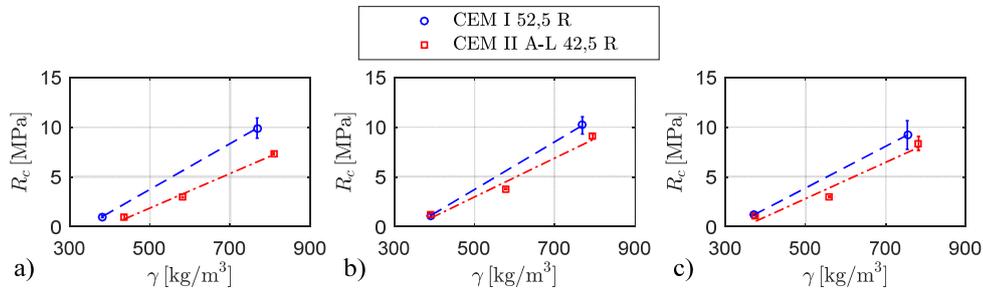


Figura 4.5 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®] in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

Dall'analisi della Figura 4.7 si nota come le condizioni di stagionatura influenzino più i calcestruzzi schiumati estrudibili confezionati con CEM II 42,5R, dove risulta più chiaro il vantaggio in termini di resistenza a compressione associata alle maturazioni in acqua e cellophane, rispetto a quelli confezionati con il CEM I 52,5R dove le differenze sono meno marcate.

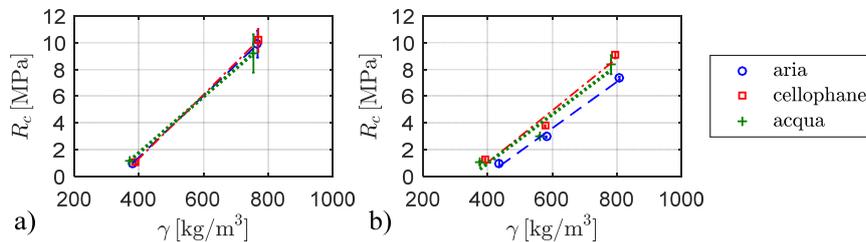


Figura 4.6 Effetto delle condizioni di maturazione sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®], con rapporto a/c pari a 0,3 e con: CEM I 52,5R a); CEM II 42,5R b)

Effetto del rapporto a/c

Negli istogrammi di Figura 4.7 viene riportato il confronto tra le resistenze a compressione raggiunte con rapporti a/c pari a 0,3 e a 0,5 al variare delle condizioni di stagionatura e delle tre densità secche target investigate: 400 kg/m³ a), 600 kg/m³ b) e 800 kg/m³ c). I risultati già messi in luce nella sperimentazione sui calcestruzzi schiumati classici confezionati con schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] vengono qui confermati e ancor più enfatizzati, dato il più ampio

campo di indagine di questa nuova sperimentazione: rispetto a quelli classici, infatti, dove si era investigato il comportamento nel caso della densità secca target di 600 kg/m^3 , nel caso degli estrudibili, come detto, oltre a quella, sono state analizzate anche le densità secche target di 400 kg/m^3 e 800 kg/m^3 .

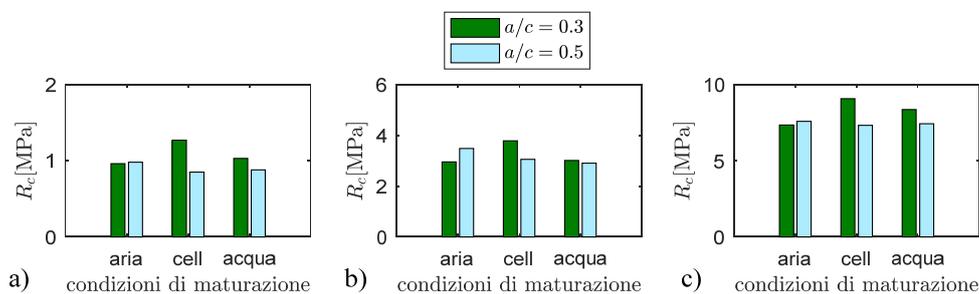


Figura 4.7 Effetto del rapporto a/c sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con schiume da tensioattivo Foamin C[®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m^3 a); 600 kg/m^3 b); 800 kg/m^3 c)

Qualunque sia la densità presa in considerazione, le evidenze sperimentali concordano con quanto già discusso e giustificato nel Paragrafo 3.5.7: nel caso delle condizioni di stagionatura migliori, ossia cellophane e acqua, all'incremento del rapporto a/c da 0,3 a 0,5 corrisponde una diminuzione, più o meno marcata a seconda della densità, della resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile, cfr. Figura 4.7; in maniera del tutto opposta, prendendo in considerazione la condizione di maturazione peggiore, quella in aria in condizioni di temperatura e umidità relative ambientali, l'incremento del rapporto a/c non inficia le resistenze meccaniche ma piuttosto le migliora leggermente: del 2% a densità secca target di 400 kg/m^3 , quasi del 18% a 600 kg/m^3 e poco più del 3% a 800 kg/m^3 . Come già chiarito per i calcestruzzi schiumati classici, ciò è da addebitare alla mitigazione, grazie al maggior contenuto di fase fluida nella miscela cementizia allo stato fresco, dell'effetto negativo sul grado di idratazione della pasta cementizia dovuto alla rapida evaporazione dell'acqua dal campione in queste sfavorevoli condizioni di stagionatura. Tutte le conclusioni circa l'effetto combinato dei rapporti volumetrici a/c e a_r/c [61] e delle condizioni di stagionatura determinate nel caso della resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati classici possono dunque essere efficacemente estese anche al caso di quelli estrudibili.

Confronto con i calcestruzzi schiumati classici

Negli istogrammi presentati nelle Figura 4.8 e Figura 4.9 si riportano i confronti tra le resistenze a compressione caratterizzanti i calcestruzzi schiumati classici e quelli estrudibili confezionati a parità di condizioni sia con il CEM II A-L 42,5R che con il CEM I 52,5R. È possibile notare come il calcestruzzo schiumato estrudibile presenti, in quasi la totalità dei casi analizzati, resistenze a compressione maggiori del corrispondente calcestruzzo schiumato classico; fanno eccezione due soli casi, entrambi relativi alla densità secca target più bassa, ossia 400 kg/m^3 con maturazione in cellophane per il CEM II A-L 42,5R e con maturazione in acqua

per il CEM I 52,5R, in cui le resistenze a compressione dei classici sono leggermente superiori, sebbene in modo del tutto trascurabile: del 2% nel primo caso e del 4% nel secondo. Per il resto si registrano incrementi di resistenza anche sostanziali: nel caso di utilizzo del CEM II A-L 42,5R in media del 18% a 400 kg/m³ (non considerando la maturazione in cellophane), del 16% a 600 kg/m³ e del 25% ad 800 kg/m³; nel caso di utilizzo del CEM I 52,5R in media del 33% a 400 kg/m³ (non considerando la maturazione in acqua) e dell'11% a 800 kg/m³.

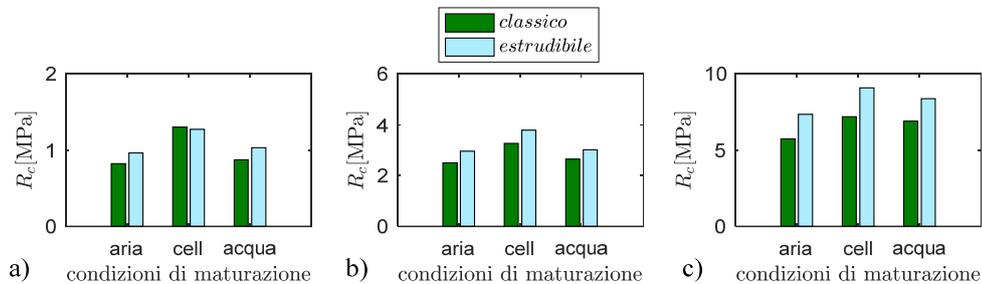


Figura 4.8 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile confezionati con CEM II A-L 42,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m³ a); 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

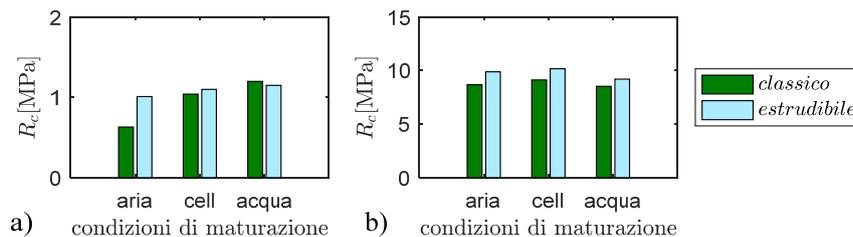


Figura 4.9 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®] al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m³ a); 800 kg/m³ b)

Relativamente alle condizioni di stagionatura, in media i calcestruzzi schiumati estrudibili confezionati con il CEM II A-L 42,5R stagionati in aria presentano un incremento del 21% rispetto ai corrispettivi non estrudibili; stesso incremento caratterizza quelli maturati in cellophane, mentre nel caso dell'acqua si attesta sul 18%; per quanto riguarda i casi relativi all'utilizzo del CEM I 52,5R l'aumento medio di resistenza si attesta nell'ordine del 37% per la stagionatura in aria, del 9% per quella in cellophane e, infine dell' 8% per l'acqua.

La maggiore resistenza associata ai calcestruzzi schiumati estrudibili è dovuta essenzialmente a due cause strettamente legate all'azione dell'additivo sviluppato per modificare la reologia della pasta cementizia alleggerita nel green state. Infatti, la presenza di un agente ritentore d'acqua come

l'amido può avere degli effetti positivi sul grado di idratazione del cemento, specialmente nel caso delle condizioni di stagionatura più sfavorevoli, in quanto riduce la perdita di umidità per evaporazione, trattenendo inizialmente l'acqua per poi rilasciarla gradualmente in un tempo più dilatato: gli incrementi di resistenza più alti osservati proprio in corrispondenza della stagionatura in aria sembrerebbero confermare queste osservazioni; oltre a ciò, come più volte ricordato, ad una maggiore viscosità della pasta cementizia allo stato fresco corrisponde sì una più alta difficoltà nell'inglobamento delle bolle d'aria al suo interno, con la già evidenziata conseguenza di un maggior quantitativo di schiuma necessario a raggiungere una certa massa volumica, ma anche una migliore stabilità delle bolle stesse inglobate, che risultano essere più uniformemente distribuite nella matrice cementizia e caratterizzate da dimensioni sostanzialmente inferiori, come verrà dimostrato nel Paragrafo 4.7, rispetto al caso degli schiumati classici; ciò comporta un incremento non solo delle proprietà meccaniche [53] ma anche, come sarà chiarito più avanti, delle proprietà di isolamento termico.

In definitiva, le evidenze sperimentali discusse hanno messo in luce come l'impiego dell'additivo presentato nel Paragrafo 4.4, studiato al fine di modificare sostanzialmente le proprietà reologiche della miscela cementizia alleggerita con schiuma nel green state così da renderla estrarribile, non modifichi quanto già notato nelle sperimentazioni sui calcestruzzi schiumati classici relativamente agli effetti che la tipologia di cemento, le condizioni di stagionatura e il rapporto a/c hanno sulla resistenza a compressione e, per di più, come tale additivo abbia un'incidenza positiva proprio su quest'ultima permettendone un discreto incremento.

Strategie per il miglioramento della resistenza a compressione

La campagna sperimentale atta a valutare la resistenza a compressione degli innovativi calcestruzzi schiumati estrarribili, ha messo in luce come questo materiale sia caratterizzato da una resistenza a compressione dell'ordine di 1 MPa (con il CEM I 52,5R) a circa 400 kg/m³ di densità secca, 3,5 MPa (ma con il meno prestazionale CEM II A-L 42,5R) a circa 600 kg/m³ e 8 MPa (con il CEM II A-L 42,5R) e 9,5 MPa (CEM I 52,5R) ad 800 kg/m³. Questi valori, si avvicinano molto, senza però raggiungerli, soprattutto nell'intorno dei 600 kg/m³, a quelli che contraddistinguono l'altra categoria di calcestruzzi cellulari, ovvero i ben più costosi, ma anche più noti e, conseguentemente, di più ampia diffusione nel mercato edilizio, calcestruzzi gassosi, cfr. Paragrafo 3.2.4.

Pertanto, proprio alla volontà di quantomeno raggiungere le proprietà meccaniche che caratterizzano i calcestruzzi gassosi, si deve la campagna sperimentale intrapresa per tentare di incrementare le resistenze a compressione dei calcestruzzi schiumati estrarribili.

A tal proposito, come riportato nel Paragrafo 3.4, i risultati migliori presenti nella letteratura scientifica di riferimento sono ottenuti aggiungendo alla miscela cementizia particelle fini (cenere volante e/o fumo di silice) che, disponendosi nei micro-pori capillari tra i grani di cemento fanno sì che si abbia una maggiore densificazione della matrice cementizia inglobante le bolle d'aria con conseguente incremento delle proprietà meccaniche del materiale [62], [68], [71], [74] e [75]. Tuttavia questa soluzione potrebbe avere un'incidenza non trascurabile sull'economicità del prodotto dato l'elevato costo associato soprattutto al fumo di silice. Diverso, invece, è il caso in

cui vengano impiegati come aggiunte minerali sottoprodotti di scarto di altri processi produttivi, quali scorie del settore fonderie [55], scorie volatili e scorie granulate d'altoforno [56] che darebbero invece un maggior impatto dal punto di vista del rispetto ambientale al materiale.

Ciò nonostante, piuttosto che modificare il mix design e la composizione della miscela, un altro possibile intervento utile a migliorare le prestazioni meccaniche del materiale è quello relativo alla modifica delle modalità di confezionamento del conglomerato, con particolare riferimento alla fase di miscelazione, come suggerito dalle sperimentazioni riportate in [18] dove, ad un incremento di 3,3 volte della velocità di miscelazione, si associava una riduzione delle dimensioni delle bolle di ben 4,5 volte. È noto, infatti, che la distribuzione e la dimensione delle bolle incidono significativamente sulle caratteristiche possedute dai calcestruzzi schiumati e, in particolare, ad una riduzione delle dimensioni e, contestualmente, ad una più omogenea distribuzione delle bolle all'interno della matrice cementizia corrispondono migliori prestazioni meccaniche [53]. Ma oltre a questo, l'impiego di un'azione di miscelazione più energica e vigorosa potrebbe avere un effetto molto simile a quello dovuto alla presenza di additivi superfluidificanti, ossia la deflocculazione dei grani di cemento dispersi nel mezzo acquoso che, mentre nel caso dell'aggiunta di superfluidificanti è dovuta all'azione chimica dell'additivo, in questo caso è provocata meccanicamente.

A tal proposito si è intrapresa una campagna sperimentale sui calcestruzzi schiumati estrudibili al fine di verificare i possibili incrementi delle resistenze a compressione associati ad un aumento della velocità di rotazione della frusta miscelatrice del miscelatore verticale da 1200 rpm a 3000 rpm. Evidentemente, i materiali utilizzati, ossia tipologie di cemento e schiuma preformata, nonché la modalità di preparazione dei provini, eccezion fatta solo per la già specificata variazione nella velocità di rotazione impiegata, sono del tutto identici a quelli già specificatamente descritti in occasione della prima campagna sperimentale effettuata sui calcestruzzi schiumati estrudibili già presentata nella parte iniziale di questo paragrafo.

Le quantità dei vari costituenti che compongono la miscela dei campioni confezionati in questa nuova campagna sperimentale, ossia cemento c , acqua a , schiuma s , additivo ad , espresso in percentuale rispetto al peso del cemento, insieme ai rapporti a/c , s/c e $(a + s)/c$, sono riportati nel mix design di Tabella 4.6. Le serie che costituiscono questa ulteriore indagine sono state denominate con la sigla MRC (miglioramento resistenza a compressione); in particolare si sono investigate le tre densità secche target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 per quanto concerne i provini confezionati utilizzando il CEM I 52,5R e la densità secca target di 600 kg/m^3 nel caso del CEM II A-L 42,5R, utilizzando un rapporto a/c pari a 0,3.

Oltre alla solita ovvia considerazione legata al decremento del contenuto di schiuma al crescere della densità dei campioni, è interessante notare che l'incremento della velocità di rotazione del miscelatore verticale da 1200 rpm a 3000 rpm, non comporta un significativo incremento della quantità di schiuma necessaria al raggiungimento di una certa densità target: infatti, nel caso del CEM II A-L 42,5R i rapporti s/c e $(a + s)/c$ utilizzati per il perseguimento della massa volumica secca pari a 600 kg/m^3 sono praticamente identici, mentre nel caso del CEM I 52,5R si registra un incremento medio pari a circa il 4% e il 2% nel caso dei rapporti s/c e $(a + s)/c$ rispettivamente per la densità secca target di 800 kg/m^3 . Tuttavia ciò non è vero per la densità secca target più bassa, ossia 400 kg/m^3 , investigata utilizzando il CEM I 52,5R: nel caso di grandi quantità di

schiuma, l'aver incrementato la velocità di rotazione del miscelatore verticale comporta un aumento nei rapporti s/c e $(a + s)/c$ rispettivamente pari al 26% e al 15%.

Le modalità di confezionamento e della successiva stagionatura dei provini (2 in aria, 2 in cellophane e 2 in acqua, eccezion fatta per i casi della maturazione in aria e in cellophane della serie #1MRC, costituiti da un solo provino come risulta dalla mancata valutazione delle statistiche presentate nelle Tabella 4.8 e Tabella 4.9), così come di esecuzione dei test di compressione sono identiche a quelle già precedentemente specificate per i casi con velocità di rotazione di 1200 rpm.

In Tabella 4.7 viene riportata la valutazione della densità allo stato fresco γ_f e di quelle a 28 giorni γ_u e allo stato secco γ_s , insieme alla porosità ε (determinata con la relazione 3.3) e agli indicatori di perdita di umidità $\Delta\gamma$ (relazione 3.1) e w_a (relazione 3.2) dei provini stagionati in aria.

Tabella 4.6 Mix design dei provini cubici in calcestruzzo cellulare estrudibile confezionati con una velocità di rotazione della frusta miscelatrice pari a 3000 rpm

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato secco	cemento	acqua	schiuma	additivo VEA	rapp. 1	rapp. 2	rapporto 3
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$c [kg/m^3]$	$a [kg/m^3]$	$s [kg/m^3]$	$ad [\%]^\dagger$	a/c	s/c	$(a + s)/c$
CEM I 52,5 R	#1MRC	422	321	96	173	5	0.3	0.54	0.84
	#2MRC	634	479	144	177	5	0.3	0.37	0.67
	#3MRC	823	647	194	191	5	0.3	0.29	0.59
CEM II A-L 42,5 R	#4MRC	628	468	140	144	5	0.3	0.31	0.61

[†] in percentuale sul peso del cemento

Tabella 4.7 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini prismatici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e w_a

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato fresco	densità umidità naturale	differenza tra le densità	densità secca	porosità	contenuto naturale d'acqua
		$\gamma_f [kg/m^3]$	$\gamma_u [kg/m^3]$	$\Delta\gamma [\%]$	$\gamma_s [kg/m^3]$	$\varepsilon [\%]$	$w_a [\%]$
CEM I 52,5 R	#1MRC	589	512	13.07	431	76.71	15.82
	#2MRC	831	748	9.99	626	66.18	16.31
	#3MRC	1081	976	9.71	822	55.59	15.78
CEM II A-L 42,5 R	#4MRC	837	735	12.19	633	63.51	13.88

Tabella 4.8 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria

tipo di cemento	serie no.	densità secca	st. dev. densità	COV dens.	resist. a	st. dev. res. a	COV resist. a
		media	secca	secca	compres. media	compressione	compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}
CEM I 52,5 R	#1MRC	431	-	-	1.98	-	-
	#2MRC	626	2.0	0.00	6.38	0.19	0.03
	#3MRC	822	6.0	0.01	11.67	0.38	0.03
CEM II A-L 42,5 R	#4MRC	633	10.0	0.02	5.22	0.23	0.04

Tabella 4.9 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane

tipo di cemento	serie no.	densità secca	st. dev. densità	COV dens.	resist. a	st. dev. res. a	COV resist. a
		media	secca	secca	compres. media	compressione	compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}
CEM I 52,5 R	#1MRC	423	-	-	2.24	-	-
	#2MRC	636	1.0	0.00	6.53	0.74	0.11
	#3MRC	824	7.0	0.01	13.38	0.25	0.02
CEM II A-L 42,5 R	#4MRC	628	6.0	0.01	5.33	0.26	0.05

Tabella 4.10 Resistenza a compressione a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua

tipo di cemento	serie no.	densità secca	st. dev. densità	COV dens.	resist. a	st. dev. res. a	COV resist. a
		media	secca	secca	compres. media	compressione	compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$\sigma_{\gamma_s} [kg/m^3]$	COV_{γ_s}	$R_c [MPa]$	$\sigma_{R_c} [MPa]$	COV_{R_c}
CEM I 52,5 R	#1MRC	416	11.0	0.03	1.56	0.66	0.42
	#2MRC	639	4.0	0.01	5.84	0.09	0.02
	#3MRC	823	2.0	0.00	11.68	0.28	0.02
CEM II A-L 42,5 R	#4MRC	624	14.0	0.02	5.24	0.16	0.03

In particolare, la densità dei campioni allo stato fresco γ_f varia approssimativamente tra 590 kg/m³ e 1080 kg/m³, quella in condizioni di umidità naturale dopo 28 giorni di stagionatura in aria γ_u tra 510 kg/m³ e 980 kg/m³, mentre quella secca γ_s tra 430 kg/m³ e 820 kg/m³. I valori dell'indicatore $\Delta\gamma$ sono compresi tra il 9,7% e il 13%, mentre quelli di w_a tra il 13,9% e il 16,3%.

Nelle Tabella 4.8, Tabella 4.9 e Tabella 4.10 sono riportati i dati sperimentali ottenuti dai test di compressione effettuati sui provini stagionati in aria, in cellophane ed in acqua rispettivamente, insieme ai valori statistici riguardanti sia la densità secca che la resistenza a compressione.

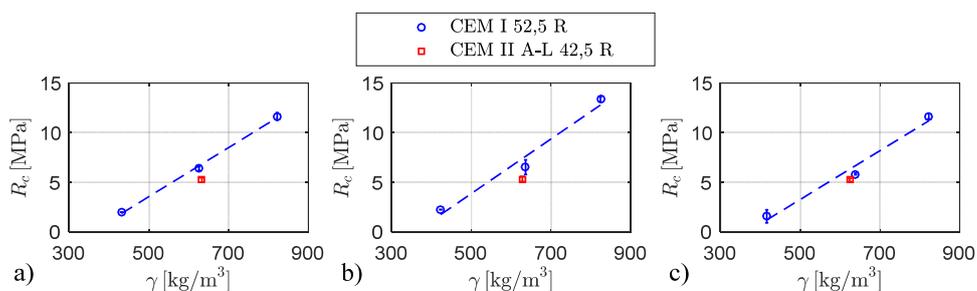


Figura 4.10 Effetto del tipo di cemento sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati ad una velocità di rotazione del miscelatore verticale pari a 3000 rpm con schiume da tensioattivo Foamin C[®] in diverse condizioni di maturazione: aria a); cellophane b); acqua c)

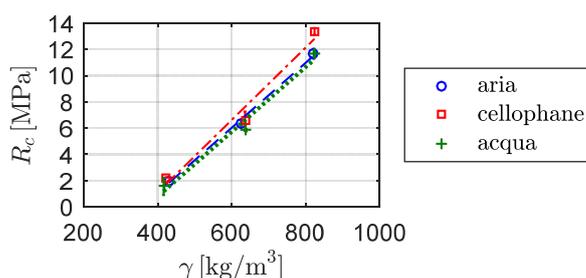


Figura 4.11 Effetto delle condizioni di maturazione sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati ad una velocità di rotazione del miscelatore verticale pari a 3000 rpm con schiume da tensioattivo Foamin C[®], con rapporto a/c pari a 0,3 e con CEM I 52,5R

Tali dati sono riportati in forma grafica nelle Figura 4.10 e Figura 4.11, da cui si evince come la modifica delle modalità di miscelazione non comporti alcun cambiamento in termini di comportamento generale della resistenza a compressione del calcestruzzo schiumato estrudibile al variare della densità e della tipologia di cemento. Infatti, le resistenze a compressione sono ben descritte da curve di regressione lineare in termini delle densità secche dei campioni e sono superiori di circa il 19% nel caso del più prestazionale CEM I 52,5R, cfr. Figura 4.10. Per quanto riguarda le condizioni di stagionatura, Figura 4.11, al contrario di quanto determinato nella sperimentazione effettuata con la velocità di rotazione di 1200 rpm, dove non si notava una

sostanziale differenza tra i valori di resistenza a compressione determinati in corrispondenza delle tre diverse modalità di stagionatura investigate, probabilmente anche a causa dell'indagine svolta solo per due diversi valori di densità secca target, nel caso di 3000 rpm, la condizione di maturazione a cui sono associate le maggiori resistenze a compressione è quella in cellophane, mentre si conferma la trascurabile differenza tra le resistenze a compressione ottenute dai provini maturati in acqua ed in aria. Le migliori prestazioni meccaniche associate alla condizione di maturazione in cellophane rispetto a quella in aria sono evidentemente dovute alla precoce evaporazione di acqua dai provini nel caso di quest'ultima condizione, con la conseguenza di un peggior grado di idratazione della pasta cementizia, invece, rispetto a quella in acqua sono probabilmente causate dalla diversa microstruttura del materiale che si realizza in questo caso: infatti, una certa porzione della calce e del carbonato di calcio presenti nel campione passano in parte in soluzione e in parte come dispersione colloidale proprio nell'acqua di stagionatura, che presenta una maggiore concentrazione di ioni calcio Ca^{++} , generando una microstruttura caratterizzata da una microporosità maggiore rispetto alle altre due condizioni di maturazione.

I dati più interessanti di questa campagna sperimentale vengono alla luce negli istogrammi presentati nelle Figura 4.12 e Figura 4.13 in cui si riportano i confronti tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con il CEM I 52,5R e il CEM II A-L 42,5R alle due diverse velocità di rotazione del miscelatore verticale: 1200 rpm e 3000 rpm.

Per entrambe le tipologie di cemento, il confronto mette in luce la bontà della strategia impiegata per il miglioramento della resistenza a compressione: gli incrementi ottenuti utilizzando il CEM I 52,5R si sono attestati nell'ordine del 96%, del 104% e del 36% per la densità secca target di 400 kg/m^3 e nell'ordine del 18%, del 32% e del 27% per la densità secca target di 800 kg/m^3 nel caso di maturazione in aria, in cellophane e in acqua rispettivamente; anche le percentuali di incremento di resistenza a compressione ottenute nel caso dei provini confezionati con il CEM II A-L 42,5R sono significative: 77%, 41% e 74% nel caso di maturazione in aria, in cellophane e in acqua rispettivamente, per la densità secca target di 600 kg/m^3 .

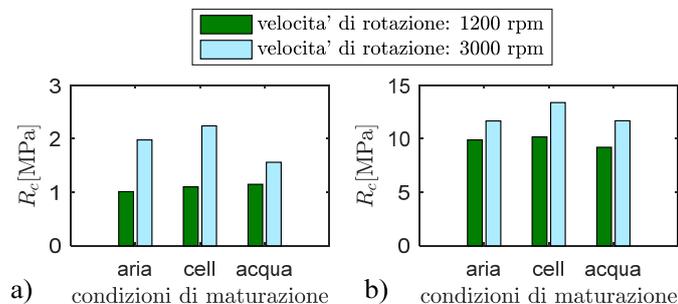


Figura 4.12 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati a diverse velocità di rotazione del miscelatore verticale con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C® al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m^3 a); 800 kg/m^3 b)

Come previsto, dunque, la modifica delle modalità di miscelazione, grazie al suo contestuale effetto di omogeneizzazione e di riduzione delle dimensioni delle bolle d'aria, di uniformizzazione nella loro distribuzione all'interno della matrice cementizia e di deflocculazione delle particelle di cemento disperse nel mezzo acquoso, permette di raggiungere l'obiettivo dell'incremento della resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati estrudibili senza l'immissione di ulteriori aggiunte minerali. Il materiale così ottenuto è caratterizzato da resistenze a compressione addirittura leggermente superiori rispetto a quelle dei calcestruzzi gassosi.

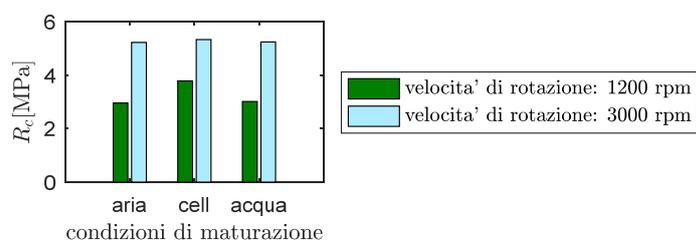


Figura 4.13 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati a diverse velocità di rotazione del miscelatore verticale con CEM II A-L 42,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C® al variare delle condizioni di maturazione e per la densità secca target di 600 kg/m³

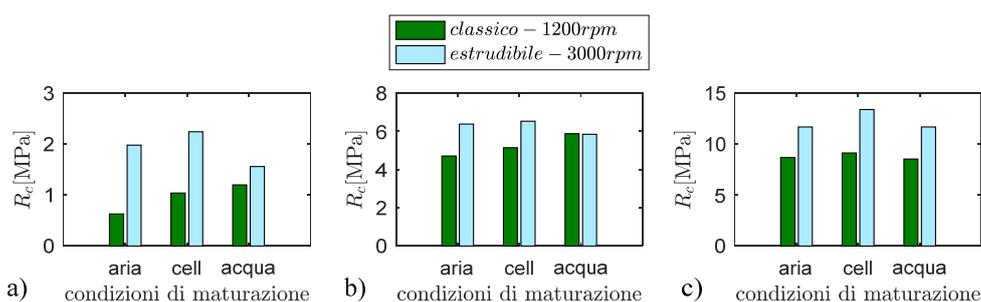


Figura 4.14 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico (1200 rpm) ed estrudibile (3000 rpm) confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C® al variare delle condizioni di maturazione e delle densità secche target investigate: 400 kg/m³ a); 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

Ancor più rimarchevole è il confronto presentato nelle Figura 4.14 e Figura 4.15 tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico, confezionati ad una velocità di rotazione del miscelatore verticale pari a 1200 rpm, e quelli di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati ad una velocità di rotazione pari a 3000 rpm. Gli incrementi ottenuti utilizzando il CEM I 52,5R, Figura 4.14, si sono attestati nell'ordine del 214%, del 115% e del 30% per la densità secca target di 400 kg/m³, nell'ordine del 35% e del 27% per la densità secca target di 600 kg/m³ e nell'ordine del 34%, del 47% e del 37% per la densità secca target di 400

kg/m³ nel caso di maturazione in aria, in cellophane e in acqua rispettivamente. Dunque l'unico caso in cui non si sono registrate sostanziali modifiche nella resistenza a compressione è stato quello relativo alla densità target di 600 kg/m³ con maturazione in acqua, mentre, dati i bassi valori in gioco, gli incrementi maggiori sono associati alla più bassa densità investigata pari a circa 400 kg/m³, in corrispondenza della quale l'innovativo materiale è contraddistinto da una resistenza a compressione dell'ordine dei 2 MPa, davvero considerevole se si pensa alle basse masse volumiche in questione.

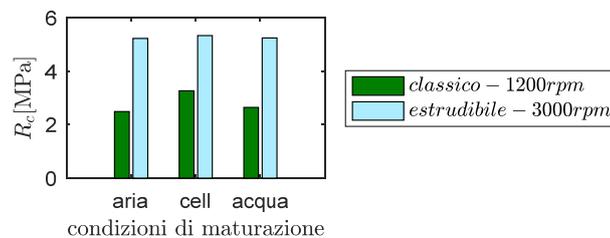


Figura 4.15 Confronto tra le resistenze a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato classico (1200 rpm) ed estrudibile (3000 rpm) confezionati con CEM II A-L 42,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®] al variare delle condizioni di maturazione e per la densità secca target di 600 kg/m³

4.5.2 Resistenza a trazione indiretta e a compressione secondo UNI EN 196-1

L'attività di ricerca illustrata ha permesso di ottenere dei calcestruzzi schiumati non solo estrudibili, ma anche caratterizzati da resistenze a compressione sostanzialmente superiori a quelle dei corrispondenti calcestruzzi schiumati classici nel range di densità secca analizzato, ossia tra 400 kg/m³ ed 800 kg/m³ circa.

Al fine di caratterizzare il comportamento meccanico del materiale innovativo anche dal punto di vista della sua resistenza a trazione, è stata effettuata un'ulteriore indagine sperimentale stavolta in ottemperanza alla normativa europea UNI EN 196-1 [132]. In particolare, quest'ultima prevede la realizzazione di provini prismatici di dimensioni 40 x 40 x 160 mm da sottoporre anzitutto alla prova di flessione su tre punti, così da poter effettuare, in seguito, anche un doppio test per la valutazione della resistenza a compressione, determinata proprio come media dei valori sperimentalmente ottenuti sui due monconi del provino scaturiti dalla sua rottura nel corso della prova a flessione e sottoposti al test di compressione. Tale indagine sperimentale, pertanto, rende possibile anche il confronto tra i valori della resistenza a compressione del calcestruzzo schiumato estrudibile determinati attraverso due differenti normative.

I provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile sono stati preparati utilizzando i materiali e le metodologie che l'attività di ricerca già effettuata ha rivelato essere i migliori: tipologia di cemento CEM I 52,5R, schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®], ottenute utilizzando una combinazione di pressione dell'aria (superiore a 2,5 bar) e concentrazione di tensioattivo (>2,5% e ≤3%) tali da generare una schiuma di densità pari a 80±10 g/l e additivo viscosizzante nella solita proporzione pari al 5% rispetto al peso del cemento; velocità di rotazione della frusta miscelatrice del miscelatore verticale pari a 3000 rpm. Le quantità dei diversi

costituenti (cemento c , acqua a , schiuma s , additivo ad) utili a raggiungere le tre diverse densità secche target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 , con la solita tolleranza di $\pm 50 \text{ kg/m}^3$ [60], sono riportate nel mix design di Tabella 4.11, in cui le serie sono state denominate con la sigla UNI in accordo alla normativa seguita, insieme ai rapporti a/c (sempre pari a 0,3), s/c e $(a + s)/c$. Oltre alla valutazione delle resistenze a trazione indiretta e a compressione a 28 giorni di maturazione, le serie di campioni prismatici sono state replicate al fine di determinarne i valori delle proprietà meccaniche anche a 7 giorni dal confezionamento; in ambo i casi sono state analizzate le tre condizioni di stagionatura più volte ricordate: in aria ad una temperatura ambientale pari a $20 \pm 3^\circ\text{C}$ ed una umidità relativa del $75\% \pm 5\%$, involtati in fogli di cellophane ad una temperatura di $20 \pm 3^\circ\text{C}$ e ad una umidità relativa interna all'ambiente protetto dal cellophane presumibilmente maggiore rispetto quella esterna del $75\% \pm 5\%$ ed, infine, in acqua ad una temperatura controllata pari a 30°C , cfr. Figura 4.16. Al fine di differenziare i due tempi di stagionatura, nella denominazione della serie, alla sigla UNI viene aggiunto il numero 7 o 28 a seconda del tempo di stagionatura investigato.



Figura 4.16 Provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile in diverse condizioni di stagionatura: in aria a); in cellophane b); in acqua c)

In Tabella 4.12 sono riepilogate le densità allo stato fresco γ_f delle diverse miscele di calcestruzzo schiumato e le masse volumiche dei provini prismatici stagionati in aria a 28 giorni γ_u e allo stato secco γ_s oltre alle solite determinazioni riguardanti la porosità ε e i due indicatori di perdita di umidità $\Delta\gamma$ e w_a . Nello specifico la densità dei campioni allo stato fresco γ_f varia approssimativamente tra 610 kg/m^3 e 1100 kg/m^3 , quella in condizioni di umidità naturale dopo 28 giorni di stagionatura in aria γ_u tra 500 kg/m^3 e 1010 kg/m^3 , mentre quella secca γ_s tra 410 kg/m^3 e 820 kg/m^3 . I valori dell'indicatore $\Delta\gamma$ sono compresi tra l'8,1% e il 17,6%, mentre quelli di w_a tra il 17,7% e il 19,8%.

Infine, nelle Tabella 4.13, Tabella 4.14 e Tabella 4.15 sono riportati i dati sperimentali ottenuti dai test di flessione su tre punti e dalle successive compressioni sui monconi scaturiti dalla rottura dei provini prismatici durante la prima prova, in quest'ultimo caso vengono riportate anche le corrispondenti statistiche: deviazione standard σ_{RC} e coefficiente di variazione COV_{RC} ; tali evidenze sperimentali verranno discusse separatamente nelle successive sezioni del paragrafo.

Tabella 4.11 Mix design dei provini prismatici in calcestruzzo cellulare estrudibile

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato secco	cemento	acqua	schiuma	additivo VEA	rapp. 1	rapp. 2	rapporto 3
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$c [kg/m^3]$	$a [kg/m^3]$	$s [kg/m^3]$	$ad [\%]^\dagger$	a/c	s/c	$(a + s)/c$
CEM I 52,5 R	#1UNI7	416	329	99	187	5	0.3	0.57	0.87
	#1UNI28	408	319	96	181	5	0.3	0.57	0.87
	#2UNI7	606	464	139	186	5	0.3	0.40	0.70
	#2UNI28	608	465	139	185	5	0.3	0.40	0.70
	#3UNI7	785	618	185	185	5	0.3	0.30	0.60
	#3UNI28	825	648	194	182	5	0.3	0.28	0.58

[†] in percentuale sul peso del cemento

Tabella 4.12 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini prismatici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e w_a

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato fresco	densità umidità naturale	differenza tra le densità	densità secca	porosità	contenuto naturale d'acqua
		$\gamma_f [kg/m^3]$	$\gamma_u [kg/m^3]$	$\Delta\gamma [\%]$	$\gamma_s [kg/m^3]$	$\varepsilon [\%]$	$w_a [\%]$
CEM I 52,5 R	#1UNI7	623	513	17.66	422	77.20	17.74
	#1UNI28	609	502	17.57	413	77.68	17.73
	#2UNI7	841	746	11.30	609	67.10	18.36
	#2UNI28	835	750	10.18	611	66.99	18.53
	#3UNI7	1062	970	8.66	785	57.59	19.07
	#3UNI28	1105	1015	8.14	814	56.02	19.80

Tabella 4.13 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria

tipo di cemento	serie no.	densità secca	resistenza a trazione indiretta	resistenza a compressione media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$f_t [MPa]$	$R_c [MPa]$	$\sigma_{Rc} [MPa]$	COV_{Rc}
CEM I 52,5 R	#1UNI7	422	0.08	1.66	0.17	0.1
	#1UNI28	413	0.09	1.76	0.10	0.06
	#2UNI7	609	0.92	5.00	1.03	0.2
	#2UNI28	611	1.09	6.21	0.11	0.02
	#3UNI7	768	1.70	8.42	0.27	0.03
	#3UNI28	814	2.15	12.23	0.42	0.03

Tabella 4.14 Resistenza a trazione indiretta e a compressione a 7 e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane

tipo di cemento	serie no.	densità secca	resistenza a trazione indiretta	resistenza a compressione media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$f_t [MPa]$	$R_c [MPa]$	$\sigma_{Rc} [MPa]$	COV_{Rc}
CEM I 52,5 R	#1UNI7	419	0.10	1.71	0.11	0.07
	#1UNI28	413	0.12	1.86	0.17	0.09
	#2UNI7	608	0.91	4.74	0.34	0.07
	#2UNI28	609	1.23	6.43	0.03	0.01
	#3UNI7	790	1.82	9.64	0.56	0.06
	#3UNI28	824	2.40	11.87	0.48	0.04

Tabella 4.15 Resistenza a trazione indiretta e a compressione a 7 e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua

tipo di cemento	serie no.	densità secca	resistenza a trazione indiretta	resistenza a compressione media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$f_t [MPa]$	$R_c [MPa]$	$\sigma_{Rc} [MPa]$	COV_{Rc}
CEM I 52,5 R	#1UNI7	408	0.09	1.68	0.16	0.1
	#1UNI28	398	0.10	1.78	0.11	0.06
	#2UNI7	600	0.87	4.71	0.07	0.01
	#2UNI28	604	1.24	6.14	0.04	0.01
	#3UNI7	796	2.05	9.66	0.6	0.06
	#3UNI28	838	2.53	12.07	0.24	0.02

Resistenza a trazione indiretta

Così come fatto nelle precedenti campagne sperimentali, è stata investigata l'influenza di diverse variabili anche relativamente alla resistenza a trazione indiretta dell'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile. In particolare, come già accennato, oltre all'incidenza della densità secca, analizzando il solito range compreso tra 400 kg/m^3 e 800 kg/m^3 , e a quella delle condizioni di stagionatura, si è analizzato l'evolvere nel tempo delle proprietà meccaniche, aggiungendo alla canonica sperimentazione effettuata dopo 28 giorni di maturazione, quella al più breve periodo di 7 giorni dal confezionamento.

In Figura 4.17 è riportato l'andamento della resistenza a trazione indiretta sia dopo 7 giorni che dopo 28 giorni dal confezionamento dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare della densità secca effettiva e delle condizioni di maturazione. Così come quella dei classici, anche la resistenza a trazione indiretta dei calcestruzzi schiumati estrudibili è fortemente influenzata dalla densità dei provini e, nel range di massa volumica investigato, sia a 7 che a 28 giorni di maturazione, la sua variazione è ottimamente descritta da una curva di regressione lineare, peraltro riportata nei grafici.

Si può notare come l'incremento di resistenza a trazione indiretta sia molto marcato nel passaggio da 400 kg/m^3 a 600 kg/m^3 (in questo secondo caso più di 11 volte maggiore del primo) per via delle bassissime capacità flessionali osservate in corrispondenza delle più basse masse volumiche investigate. Si conferma, dunque, quanto già noto per i calcestruzzi schiumati classici ultra-leggeri, ossia contraddistinti da masse volumiche inferiori a 500 kg/m^3 : la notevole porosità del materiale non consente di ottenere apprezzabili resistenze a trazione e a taglio [78].

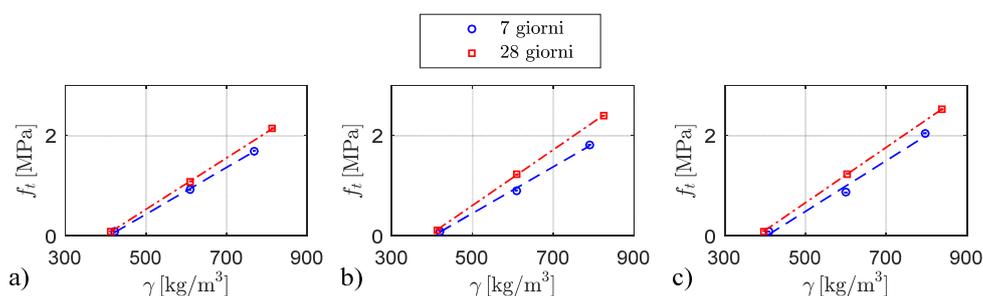


Figura 4.17 Resistenza a trazione indiretta a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®] al variare della densità secca, per le tre diverse condizioni di maturazione investigate: aria a); cellophane b); acqua c)

Le resistenze a trazione indiretta dei calcestruzzi schiumati estrudibili a densità secca target di 400 kg/m^3 sono infatti dell'ordine dei $0,10 \text{ MPa}$. Invece, meno accentuato è l'incremento di resistenza a trazione indiretta a 28 giorni che accompagna il passaggio da 600 kg/m^3 circa ad 800 kg/m^3 circa di densità secca, sebbene si attesti su valori sempre significativi compresi tra l'85% e il 100% a seconda delle condizioni di maturazione. Le stesse considerazioni, a meno di qualche differenza

negli incrementi percentuali, possono essere dedotte osservando le evidenze sperimentali ottenute dalle investigazioni a 7 giorni dal confezionamento.

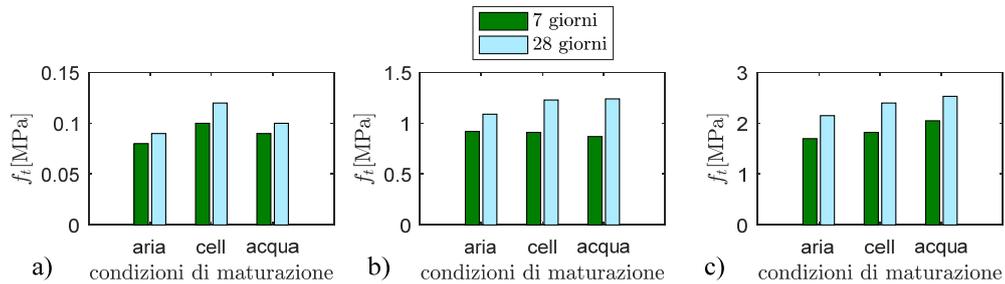


Figura 4.18 Effetto delle condizioni di stagionatura sulle resistenze a trazione indiretta a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®], per le tre densità secche target investigate: 400 kg/m³ a); 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

La Figura 4.18 permette di mettere in luce sia l'effetto delle condizioni di stagionatura che l'incremento di resistenza ottenuto da 7 a 28 giorni di maturazione per ognuna delle tre densità secche target analizzate. Relativamente alle condizioni di stagionatura, come atteso, le resistenze peggiori sono associate alla maturazione in aria (evidente in tutti i casi, eccezion fatta per le sperimentazioni a 7 giorni sui provini a densità secca target di 600 kg/m³, dove i valori sono pressoché identici per tutte le condizioni di stagionatura investigate); i risultati migliori sono invece associati alla maturazione in acqua nel caso delle densità più elevate, ossia 600 kg/m³ e 800 kg/m³, mentre alla maturazione in cellophane per i 400 kg/m³, sebbene le differenze siano davvero minime considerando i bassissimi valori in gioco. In media, l'incremento di resistenza che si ottiene passando dalla peggiore alla migliore condizione di stagionatura è di poco inferiore al 20%. È interessante notare l'identico andamento qualitativo degli istogrammi relativi alle determinazioni a 7 giorni e a 28 giorni al variare delle condizioni di stagionatura, specialmente nei casi delle densità secche target di 400 kg/m³ e 800 kg/m³ a testimonianza della bontà e della ripetibilità della campagna sperimentale realizzata.

Per quel che riguarda l'incremento di resistenza a trazione indiretta da 7 a 28 giorni dal confezionamento, esso risulta essere dell'ordine del 12,5%, del 20% e dell'11% nel caso della densità secca target di 400 kg/m³, dell'ordine del 18,5%, del 35% e del 42,5% nel caso della densità secca target di 600 kg/m³ e dell'ordine del 26,5%, del 32% e 23% nel caso della densità secca target di 800 kg/m³, per le condizioni di stagionatura in aria, cellophane ed acqua rispettivamente. Dunque l'incremento medio di resistenza a trazione indiretta che si ottiene da 7 a 28 giorni di maturazione su tutte le condizioni analizzate si attesta sul 14,5% per una densità secca pari a circa 400 kg/m³, sul 32% a circa 600 kg/m³ e sul 27% ad 800 kg/m³.

Resistenza a compressione

Come riportato nella letteratura scientifica di settore, cfr. [66] e [133] solo per citarne alcuni, e già osservato sia nelle sperimentazioni sui calcestruzzi schiumati classici che su quelli estrudibili in ottemperanza alla normativa americana ASTM C109, anche le indagini eseguite secondo la normativa europea UNI EN 196-1 hanno messo in evidenza la forte dipendenza della resistenza a compressione dalla massa volumica del materiale. Gli andamenti mostrati in Figura 4.19, sia per la resistenza a compressione a 7 giorni che a 28 giorni dal confezionamento, nelle tre diverse condizioni di stagionatura investigate, mettono in luce come esse continuino ad essere ben descritte da curve di regressione lineari, riportate nei grafici insieme alle risultanze sperimentali, nel range di densità secca investigato, compreso tra 400 kg/m^3 e 800 kg/m^3 .

L'incremento di resistenza a compressione risulta essere, sulla media delle tre condizioni di maturazione investigate, del 248% nel passaggio da 400 kg/m^3 a 600 kg/m^3 e del 93% da 600 kg/m^3 ad 800 kg/m^3 nel caso delle rotture a 28 giorni e del 186% e dell'88% nel caso di rottura a 7 giorni dal confezionamento.

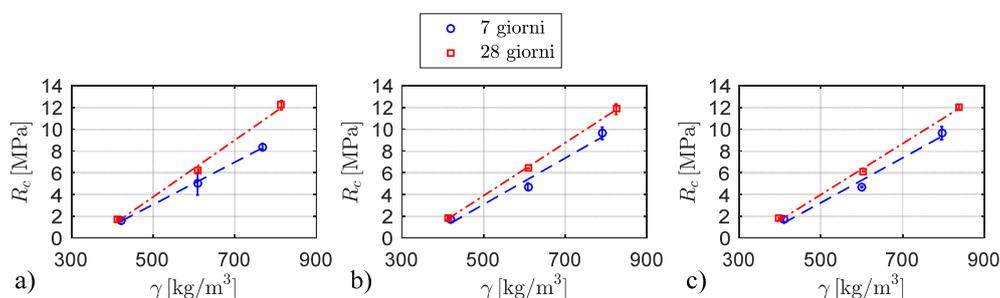


Figura 4.19 Resistenze a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento valutate sulle metà scaturite dalle rotture a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamix C[®] al variare della densità secca, per le tre diverse condizioni di maturazione investigate: aria a); cellophane b); acqua c)

Gli istogrammi presentati in Figura 4.20 mettono in evidenza come non siano associate nette differenze sul valore di resistenza a compressione raggiunto in corrispondenza delle diverse condizioni di stagionatura adottate, sia a 7 che a 28 giorni, sebbene sembrano essere confermate le evidenze già riscontrate nelle precedenti campagne sperimentali con una leggerissima prevalenza delle resistenze associate alla maturazione in cellophane rispetto a quelle in acqua e alle peggiori riscontrate in aria. La stessa figura fornisce un immediato riscontro sull'incremento della resistenza a compressione associato ad una stagionatura di 28 giorni rispetto a quella a 7 giorni: tale aumento risulta essere del 6%, del 9% e nuovamente del 6% nel caso della densità secca target di 400 kg/m^3 , del 24%, del 36% e del 30% nel caso dei 600 kg/m^3 e del 45%, del 23% e del 33% nel caso degli 800 kg/m^3 per le condizioni di maturazione in aria, cellophane ed acqua rispettivamente. In definitiva, l'incremento medio risulta essere del 7% ad una densità secca circa pari a 400 kg/m^3 , del 30% a 600 kg/m^3 e del 34% ad 800 kg/m^3 , confermandosi, così come

accadeva per la resistenza a trazione indiretta, un maggiore incremento nei casi delle densità secche più alte.

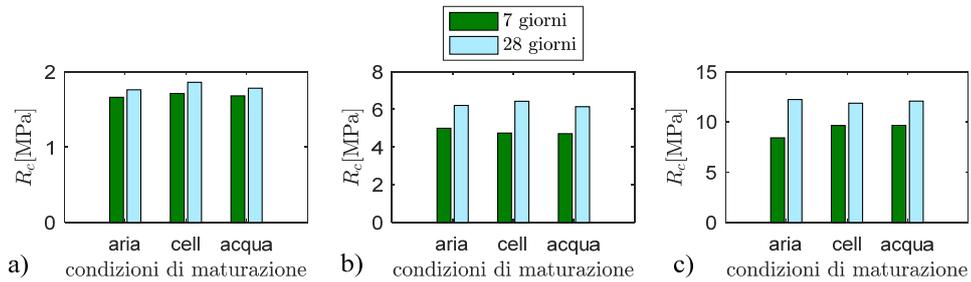


Figura 4.20 Effetto delle condizioni di stagionatura sulle resistenze a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dal confezionamento valutate sulle metà scaturite dalle rotture a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®], per le tre densità secche target investigate: 400 kg/m³ a); 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

Infine, la Figura 4.21 mostra l'interessante confronto tra le resistenze a compressione ottenute utilizzando le due differenti normative europea ed americana. Si può notare come non vi siano sostanziali differenze tra i valori di resistenza a compressione associati alle due differenti regolamentazioni, per cui si può concludere che le due normative conducono a caratterizzazioni meccaniche pressoché identiche dei calcestruzzi schiumati. Sebbene nella letteratura specifica siano presenti degli studi che dimostrano come le dimensioni dei campioni possano avere una certa influenza sulla resistenza a compressione raggiunta dal materiale [112], le modeste differenze sulle resistenze associate a questa indagine sperimentale sono da ascrivere alle ridotte differenze delle dimensioni dei campioni e, soprattutto, delle sezioni su cui viene applicato il carico: 25 cm² nel caso della ASTM C109 e 16 cm² nel caso della UNI EN 196-1.

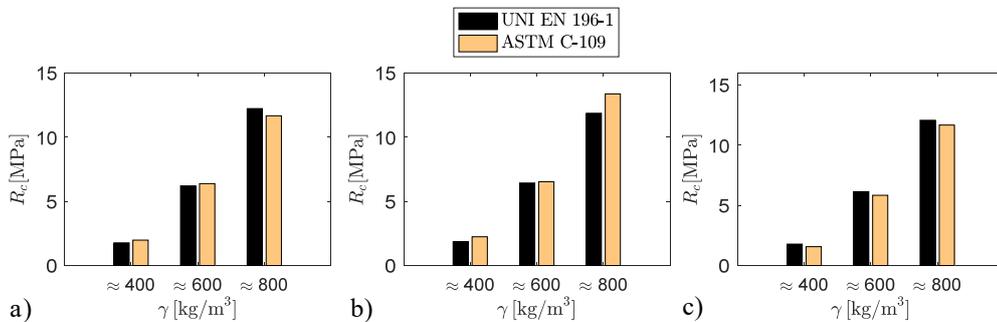


Figura 4.21 Effetto della normativa impiegata sulle resistenze a compressione a 28 giorni dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con CEM I 52,5R e con schiume da tensioattivo Foamin C[®] a diverse densità secche target e per le tre condizioni di stagionatura investigate: aria a); cellophane b); acqua c)

4.5.3 Strategie per il miglioramento delle capacità flessionali

Le bassissime capacità flessionali associate ai calcestruzzi schiumati, sia classici che estrudibili, soprattutto alle più basse densità, hanno evidenziato la necessità di intraprendere delle attività di ricerca focalizzate sullo studio di possibili strategie da impiegare proprio al fine di incrementare le resistenze a trazione e a taglio di questi materiali, anche in vista di possibili applicazioni come pannelli di muratura negli edifici, senza possibilmente comprometterne le basse masse volumiche a cui si devono le proprietà di isolamento termico, assorbimento acustico e resistenza al fuoco sempre più ricercate in questo ambito applicativo.

Nella letteratura specifica la strategia più comunemente impiegata per l'ottenimento di migliori capacità flessionali dei calcestruzzi schiumati classici senza contestualmente inficiarne le altre proprietà precedentemente ricordate associate alle basse densità è quella di inglobare nella matrice cementizia alleggerita delle fibre. Nelle sperimentazioni presenti nelle pubblicazioni scientifiche del settore sono stati tipicamente impiegati dei contenuti di fibre tra lo 0,2% e il 2% del volume complessivo della miscela; inoltre, sono state studiate fibre di diversa natura: da quelle in polipropilene [77], [134], alla combinazione di quelle in polipropilene con quelle in vetro [135], da quelle in kenaf [83] e [136] a quelle in acciaio [137], da quelle in cocco [138] a quelle di cellulosa da riciclo [139]. Le indagini sperimentali presenti in questi lavori mettono in luce come l'inglobamento delle fibre all'interno della matrice cementizia sia una strategia certamente efficace per migliorare le capacità flessionali dei calcestruzzi schiumati classici. Un'altra strategia, tuttavia non molto diffusa nell'ambito dei calcestruzzi schiumati, soprattutto nei range di densità medio-basse, ma largamente impiegata nel settore cementizio tradizionale è quella reattiva all'utilizzo di griglie bi-direzionali [140].

Alla luce di ciò si è deciso di intraprendere l'attività di ricerca relativa allo studio di strategie opportune per il miglioramento della capacità flessionale dei calcestruzzi schiumati estrudibili effettuando una campagna sperimentale che prevedesse non solo l'impiego di fibre corte e di griglie bi-direzionali separatamente, ma anche la presenza simultanea delle due strategie di rinforzo, non ancora studiata nella letteratura scientifica di settore.

Al fine di confrontare i risultati con quelli già presentati per i calcestruzzi schiumati estrudibili privi di rinforzi, sono stati impiegati gli stessi materiali (tipologia di cemento CEM I 52,5R, schiuma ottenuta da tensioattivo proteico Foamin C[®] con densità pari a 80 ± 10 g/l, additivo viscosizzante nella solita proporzione pari al 5% rispetto al peso del cemento), le stesse procedure di miscelazione (miscelatore verticale con velocità di rotazione della frusta miscelatrice pari a 3000 rpm), le stesse densità secche target (400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3) e le stesse modalità di maturazione (in aria, in cellophane ed in acqua) già viste in quel caso.

La campagna sperimentale è stata realizzata utilizzando dunque come prima strategia di rinforzo fibre polimeriche di lunghezza 20 mm, diametro equivalente 0,54 mm, peso specifico pari a 1 kg/dm^3 e resistenza a trazione uguale a 520 MPa, in diversi contenuti volumetrici: 0,7%, 2% e 5%, così da estendere lo studio anche ad elevati contenuti di fibre non ancora ben investigati nella letteratura di settore. La seconda strategia di rinforzo ha visto invece l'impiego di griglie bi-direzionali in fibra di vetro, disposte nella zona tesa dei provini prismatici, aventi maglia 4 mm x 4 mm, peso 125 g/m^2 e resistenza a trazione pari a 25 kN/m. Infine, la terza strategia di rinforzo ha visto l'avvalersi della simultanea presenza delle fibre corte disperse nella matrice cementizia

alleggerita con schiuma (nei contenuti volumetrici del 2% e del 5%) e delle griglie bi-direzionali in fibra di vetro. Alcune fotografie dei materiali utilizzati come strategie di rinforzo sono riportati in Figura 4.22.

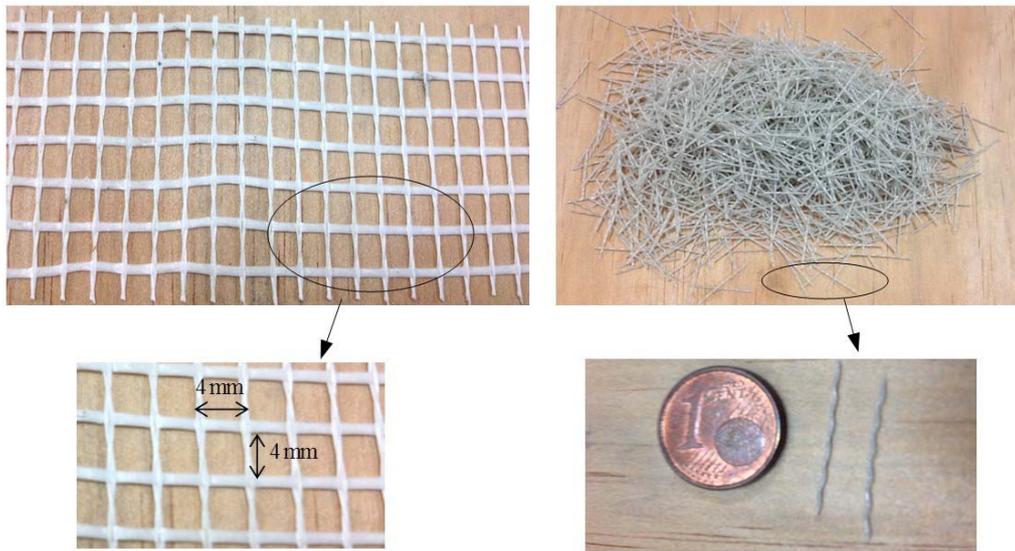


Figura 4.22 Griglie bi-direzionali in fibra di vetro e fibre corte polimeriche

In Tabella 4.16 è riportato il mix design delle diverse serie confezionate per la presente campagna sperimentale; nella denominazione delle serie è riportata la sigla F quando si fa riferimento ai provini rinforzati con fibre, seguita dal numero che ne definisce il contenuto volumetrico, la sigla G nel caso di impiego della strategia di rinforzo con griglia bi-direzionale in fibra di vetro ed, infine, la sigla GF per quei campioni in cui vi è la contestuale presenza della griglia bi-direzionale e delle fibre inglobate nella matrice cementizia alleggerita con schiuma seguita dal numero indicante la loro effettiva concentrazione volumetrica. Due serie, in particolare quella relativa alla densità secca target di 800 kg/m^3 con un contenuto in volume di fibre pari al 2% e quella relativa alla densità secca target di 400 kg/m^3 con un contenuto volumetrico di fibre pari al 5%, sono state ripetute al fine di verificare l'effettiva ripetibilità dei risultati ottenuti. Oltre alle quantità dei soliti costituenti, ossia cemento c , acqua a , schiuma s , additivo ad , in Tabella 4.16 viene riportato anche il contenuto di fibre f , insieme ai rapporti a/c (sempre pari a 0,3), s/c e $(a + s)/c$.

Riguardo la preparazione dei provini, illustrata schematicamente in Figura 4.23, rispetto ai casi già visti nelle sperimentazioni precedenti, qui si aggiunge la fase di inserimento dei materiali impiegati come strategie di rinforzo. In particolare il primo step consiste nel miscelare ad una velocità di 3000 rpm cemento, acqua ed additivo secondo le quantità riportate nel mix design per circa 1 minuto e, comunque, fino al raggiungimento di una pasta cementizia omogenea; in seguito si aggiunge gradualmente il 50% del contenuto finale di schiuma miscelando sempre alla medesima velocità di 3000 rpm ed introducendo anche il 50% del contenuto di fibre; all'ottenimento di una pasta cementizia alleggerita omogenea si procede con l'aggiungere

gradualmente le quantità di schiuma e, successivamente, di fibre rimanenti continuando a miscelare fino al perseguimento della pasta cementizia omogenea definitiva. Nel caso dei provini confezionati anche con la griglia bi-direzionale in fibra di vetro, quest'ultima, dopo il costipamento dei primi 36 mm in altezza del materiale per tutta la lunghezza della cassaforma, viene piazzata in corrispondenza dell'intradosso dei provini prismatici, ossia nella zona tesa, alla profondità quindi di circa 4 mm rispetto la superficie esterna; ubicata la griglia, si procede con la disposizione della pasta cementizia alleggerita sopra la griglia fino al completo riempimento del cassero.



Figura 4.23 Fotografie in ordine cronologico a partire dall'alto a sinistra fino in basso a destra delle fasi di preparazione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile

I provini prismatici, stagionati nelle tre diverse condizioni di maturazione già specificate (aria, cellophane ed acqua), al compimento dei canonici 28 giorni sono stati sottoposti anzitutto alla prova di flessione su tre punti, per poi in seguito effettuare il test di compressione sulle due metà scaturite dalla rottura a flessione, in ottemperanza alla normativa europea UNI EN 196-1, mediante un telaio di prova CONTROLS modello 65-L1201 dotato di due colonne rigide con capacità di carico pari a 15 kN (utilizzata per le prove a flessione su tre punti, con incremento di carico pari a 50 N/s) e di 250 kN (utilizzata per i test di compressione, con incremento di carico pari a 2400 N/s), come illustrato in Figura 4.24. Ciò ha permesso di valutare l'effetto della presenza delle fibre anche sulla resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile.

In Tabella 4.17 vengono riportate le densità allo stato fresco γ_f delle diverse miscele di calcestruzzo schiumato estrudibile, variabili approssimativamente tra 545 kg/m³ e 1090 kg/m³, e quelle dei provini prismatici stagionati in aria a 28 giorni γ_u , variabili tra 470 kg/m³ e 1000 kg/m³, e allo stato secco γ_s , variabili tra 400 kg/m³ e 830 kg/m³; vengono inoltre riportati la porosità ϵ , variabile tra il 78,1% e il 54,1%, e gli indicatori di perdita di umidità $\Delta\gamma$, compreso tra il 6,8% e il 17,7% e w_a , compreso tra il 13,1% e il 19,9%.

Tabella 4.16 Mix design dei provini prismatici in calcestruzzo cellulare estrudibile con diverse strategie di rinforzo

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato secco	cemento	acqua	schiuma	fibre	VEA	rapp. 1	rapp. 2	rapporto 3
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$c [kg/m^3]$	$a [kg/m^3]$	$s [kg/m^3]$	$f [kg/m^3]$	$ad [\%]^\dagger$	a/c	s/c	$(a + s)/c$
CEM I 52,5 R	#1F07	382	303	91	169	6.17	5	0.3	0.56	0.86
	#2F07	639	480	144	175	6.72	5	0.3	0.36	0.66
	#3F2	440	328	98	162	17.24	5	0.3	0.49	0.79
	#4F2	631	478	143	199	19.11	5	0.3	0.42	0.72
	#5F2	796	626	188	177	18.55	5	0.3	0.28	0.58
	#5.1F2	832	650	195	201	20.10	5	0.3	0.31	0.61
	#6F5	436	327	98	161	44.5	5	0.3	0.49	0.79
	#6.1F5	420	322	97	160	43.8	5	0.3	0.50	0.80
	#7F5	622	470	141	203	44.8	5	0.3	0.43	0.73
	#8F5	804	633	190	205	48.5	5	0.3	0.32	0.62
	#9G	422	322	97	162	-	5	0.3	0.50	0.80
	#10G	625	477	143	180	-	5	0.3	0.38	0.68
	#11G	784	623	187	174	-	5	0.3	0.28	0.58
	#12GF2	443	330	99	162	18.3	5	0.3	0.49	0.79
	#13GF2	596	429	129	176	17.2	5	0.3	0.41	0.71
	#14GF2	778	619	186	186	19.2	5	0.3	0.30	0.60
	#15GF5	435	327	98	168	44.5	5	0.3	0.51	0.81
#16GF5	598	431	129	180	43.0	5	0.3	0.42	0.72	
#17GF5	802	631	189	201	48.5	5	0.3	0.32	0.62	

[†] in percentuale sul peso del cemento

Tabella 4.17 Valutazione a diversi stadi della densità dei provini prismatici maturati in aria, della loro porosità e degli indicatori $\Delta\gamma$ e w_a

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato	densità umidità	differenza tra le	densità secca	porosità	contenuto
		fresco	naturale	densità			naturale d'acqua
		$\gamma_f[kg/m^3]$	$\gamma_u[kg/m^3]$	$\Delta\gamma[\%]$	$\gamma_s[kg/m^3]$	$\varepsilon[\%]$	$w_a[\%]$
CEM I 52,5 R	#1F07	546	473	13.37	405	78.12	14.37
	#2F07	855	797	6.78	638	65.53	19.95
	#3F2	615	535	13.01	448	75.80	16.26
	#4F2	883	778	11.89	638	65.53	17.99
	#5F2	1042	959	7.96	778	57.97	18.87
	#5.1F2	1090	1005	7.80	835	54.89	16.91
	#6F5	607	517	14.83	442	76.12	14.51
	#6.1F5	609	518	14.94	430	76.77	16.99
	#7F5	841	764	9.15	639	65.48	16.36
	#8F5	1041	960	7.78	803	56.61	16.35
	#9G	620	510	17.74	443	76.07	13.14
	#10G	865	780	9.83	647	65.04	17.05
	#11G	1065	991	6.95	803	56.62	18.97
	#12GF2	635	530	16.53	447	75.85	15.66
	#13GF2	819	730	10.87	604	67.37	17.26
	#14GF2	1073	975	9.13	803	56.62	17.64
	#15GF5	614	519	15.47	441	76.17	15.03
#16GF5	805	725	9.94	617	66.67	14.90	
#17GF5	1062	975	8.19	811	56.18	16.82	

Tabella 4.18 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in aria

tipo di cemento	serie no.	densità secca	resist. a trazione a fessurazione [†]	resistenza a trazione indiretta	resistenza a compressione media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$f_{tpf} [MPa]$	$f_t [MPa]$	$R_c [MPa]$	$\sigma_{Rc} [MPa]$	COV_{Rc}
CEM I 52,5 R	#1F07	405	-	0.1	1.82	0.06	0.03
	#2F07	638	-	1.01	6.50	0.03	0.00
	#3F2	448	-	0.91	1.92	0.09	0.05
	#4F2	638	-	1.20	7.09	0.06	0.01
	#5F2	778	-	2.26	10.34	1.89	0.18
	#5.1F2	835	-	2.35	12.44	0.25	0.02
	#6F5	442	-	1.4	2.03	0.04	0.02
	#6.1F5	430	-	1.05	1.96	0.19	0.10
	#7F5	639	-	2.1	5.98	0.25	0.04
	#8F5	803	-	3.94	10.41	0.32	0.03
	#9G	443	0.05	2.46	1.85	-	-
	#10G	647	2.39	4.51	n.d. ^{††}	-	-
	#11G	803	2.70	4.98	11.88	-	-
	#12GF2	447	-	2.53	n.d. ^{††}	-	-
	#13GF2	604	-	4.51	n.d. ^{††}	-	-
	#14GF2	803	-	6.75	n.d. ^{††}	-	-
	#15GF5	441	-	2.32	n.d. ^{††}	-	-
#16GF5	617	-	4.34	n.d. ^{††}	-	-	
#17GF5	811	-	7.05	n.d. ^{††}	-	-	

[†]resistenza a trazione indiretta in corrispondenza della formazione di una cricca verticale nel provino prismatico in cui non entra ancora in gioco il rinforzo, ben distinguibile solo nel caso dei provini rinforzati con griglia bi-direzionale in fibra di vetro e in assenza di fibre

^{††}risultato non disponibile: la modalità di collasso del provino sottoposto al test a flessione su tre punti è stata tale da inficiare la bontà di entrambe le metà di trave

Tabella 4.19 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in cellophane

tipo di cemento	serie no.	densità secca	resist. a trazione a fessurazione [†]	resistenza a trazione indiretta	resistenza a compressione media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$f_{tpf} [MPa]$	$f_t [MPa]$	$R_c [MPa]$	$\sigma_{Rc} [MPa]$	COV_{Rc}
CEM I 52,5 R	#1F07	386	-	0.1	1.50	0.13	0.09
	#2F07	631	-	1.05	6.83	0.11	0.02
	#3F2	431	-	0.81	1.69	0.20	0.12
	#4F2	636	-	1.40	7.12	0.04	0.01
	#5F2	797	-	2.57	11.32	0.18	0.02
	#5.1F2	827	-	2.72	12.84	0.33	0.02
	#6F5	435	-	1.59	2.76	0.15	0.06
	#6.1F5	433	-	1.41	2.37	0.05	0.02
	#7F5	616	-	2.30	6.18	0.10	0.02
	#8F5	804	-	3.75	11.02	0.87	0.08
	#9G	402	0.04	1.79	1.99	-	-
	#10G	611	2.32	4.35	n.a. [†]	-	-
	#11G	785	2.66	6.17	12.31	-	-
	#12GF2	442	-	2.56	n.a. [†]	-	-
	#13GF2	598	-	4.35	n.a. [†]	-	-
	#14GF2	752	-	7.72	n.a. [†]	-	-
	#15GF5	429	-	2.62	n.a. [†]	-	-
#16GF5	591	-	4.82	n.a. [†]	-	-	
#17GF5	817	-	7.02	n.a. [†]	-	-	

[†]resistenza a trazione indiretta in corrispondenza della formazione di una cricca verticale nel provino prismatico in cui non entra ancora in gioco il rinforzo, ben distinguibile solo nel caso dei provini rinforzati con griglia bi-direzionale in fibra di vetro e in assenza di fibre

^{††}risultato non disponibile: la modalità di collasso del provino sottoposto al test a flessione su tre punti è stata tale da inficiare la bontà di entrambe le metà di trave

Tabella 4.20 Resistenze a trazione indiretta e a compressione a 7 giorni e a 28 giorni dei campioni di calcestruzzo schiumato estrudibile maturati in acqua

tipo di cemento	serie no.	densità secca	resist. a trazione di prima frattura [†]	resistenza a trazione indiretta	resistenza a compressione media	st. dev. res. a compressione	COV resist. a compressione
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$f_{tpf} [MPa]$	$f_t [MPa]$	$R_c [MPa]$	$\sigma_{Rc} [MPa]$	COV_{Rc}
CEM I 52,5 R	#1F07	355	-	0.06	1.65	0.16	0.01
	#2F07	647	-	1.15	6.05	0.08	0.01
	#3F2	440	-	0.83	1.93	0.00	0.00
	#4F2	619	-	1.67	5.33	0.19	0.04
	#5F2	812	-	2.68	10.03	0.85	0.08
	#5.1F2	813	-	2.38	10.28	0.59	0.06
	#6F5	430	-	1.26	1.95	0.10	0.05
	#6.1F5	398	-	0.94	1.81	0.30	0.17
	#7F5	630	-	2.02	4.97	0.07	0.01
	#8F5	806	-	3.57	9.29	0.44	0.05
	#9G	407	0.12	1.35	1.62	-	-
	#10G	618	2.27	3.44	n.a. [†]	-	-
	#11G	765	2.44	3.10	12.78	-	-
	#12GF2	439	-	1.94	n.a. [†]	-	-
	#13GF2	586	-	3.44	n.a. [†]	-	-
	#14GF2	780	-	6.24	n.a. [†]	-	-
	#15GF5	435	-	2.01	n.a. [†]	-	-
#16GF5	587	-	3.46	n.a. [†]	-	-	
#17GF5	778	-	6.86	n.a. [†]	-	-	

[†]resistenza a trazione indiretta in corrispondenza della formazione di una cricca verticale nel provino prismatico in cui non entra ancora in gioco il rinforzo, ma dovuta alla resistenza del solo calcestruzzo, ben distinguibile solo nel caso dei provini rinforzati con griglia bi-direzionale in fibra di vetro e in assenza di fibre

^{††}risultato non disponibile: la modalità di collasso del provino sottoposto al test a flessione su tre punti è stata tale da inficiare la bontà di entrambe le metà di trave



Figura 4.24 Fotografie del telaio di prova CONTROLS 65-L1301/FR utilizzato per i test di flessione su tre punti (colonna di sinistra) e per i test di compressione (colonna di destra)

Nelle Tabella 4.18, Tabella 4.19 e Tabella 4.20 sono riportati i dati sperimentali ottenuti dai test di flessione su tre punti effettuati sui provini prismatici di calcestruzzo schiumato estraibile con le tre differenti strategie di rinforzo precedentemente presentate e dai successivi test di compressione effettuati sui due monconi scaturiti dalla rottura dei provini prismatici durante la prova di flessione. Inoltre, nel caso delle resistenze a compressione vengono riportate anche le corrispondenti statistiche, ossia deviazione standard σ_{RC} e coefficiente di variazione COV_{RC} ; si sottolinea che le modalità di collasso dei provini rinforzati con la griglia bi-direzionale in fibra di vetro sono tali, come verrà ampiamente descritto nel seguito, da compromettere in quasi la totalità dei casi i due spezzoni di trave che, pertanto non possono poi essere più sottoposti al test di compressione; proprio a ciò è dovuta l'assenza o delle statistiche, caso in cui è stato possibile effettuare il test su un solo moncone, o di tutti i dati relativi alle resistenze a compressione. Infine, si evidenzia come nel caso della strategia di rinforzo con la sola presenza della griglia bi-direzionale in fibra di vetro, si riesca a determinare la così denominata resistenza a trazione indiretta di prima frattura, ossia quella resistenza in cui si genera una fessura verticale nel provino

prismatico; tale resistenza non è ancora dovuta alla presenza del rinforzo, ma al solo calcestruzzo, come verrà ampiamente illustrato più avanti.

Resistenza a trazione indiretta: effetto delle fibre polimeriche

Lo studio degli effetti sulla resistenza a trazione indiretta della presenza di fibre polimeriche inglobate nella matrice cementizia alleggerita con schiuma è stato effettuato prendendo in considerazione tre diversi contenuti volumetrici di fibre: 0,7%, 2,0% e 5,0%, cfr. Figura 4.25.



Figura 4.25 Provini prismatici portati a rottura a flessione con tre differenti contenuti di fibre inglobate nella matrice cementizia: 0,7% a); 2,0% b); 5,0% c)

Un primo interessante esito della sperimentazione è illustrato nei grafici di Figura 4.26, in cui si riporta il confronto tra la capacità flessionale dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile con e senza fibre resa in termini del rapporto f_t/f_{tnr} , dove con f_t si indica il valore di resistenza a trazione indiretta associato ai provini prismatici rinforzati con fibre, mentre f_{tnr} si riferisce alla resistenza a trazione indiretta dei provini senza alcun tipo di rinforzo (nr – nessun rinforzo), cfr. Tabella 4.13, Tabella 4.14 e Tabella 4.15.

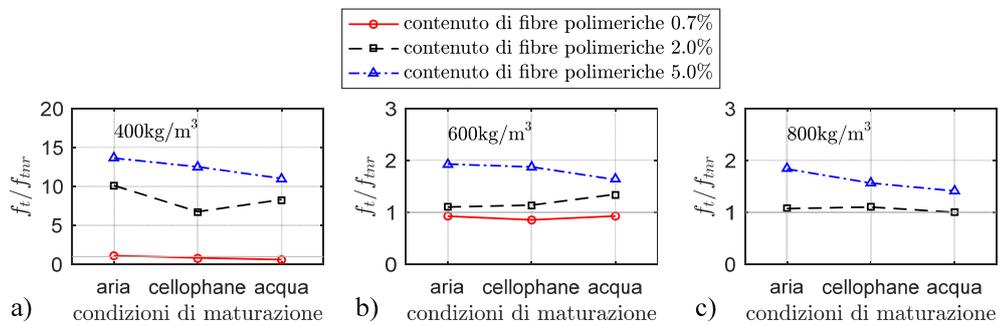


Figura 4.26 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta dei provini rinforzati con diversi contenuti volumetrici di fibre polimeriche f_t e la resistenza a trazione indiretta dei provini senza rinforzo f_{tnr} per differenti condizioni di stagionatura e densità secche target

Si nota immediatamente che in corrispondenza del più basso contenuto volumetrico di fibre, ossia 0,7%, si registra un guadagno di capacità flessionale praticamente nullo rispetto ai provini confezionati senza rinforzo per tutte le densità e le condizioni di stagionatura investigate. Tale

risultato ha suggerito di interrompere la sperimentazione relativa a questo contenuto volumetrico di fibre non ultimandola per la densità secca target pari ad 800 kg/m^3 . Invece, i risultati ottenuti nei casi di fibre polimeriche al 2.0% e al 5.0% mostrano l'effetto benefico che esse hanno sulla resistenza a trazione indiretta dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile. Il guadagno in termini di resistenza a trazione indiretta dipende molto dalla densità e poco dalle condizioni di stagionatura. Nello specifico, si registrano valori di resistenza a trazione indiretta tra le 10 e le 15 volte maggiori rispetto a quelli posseduti dai provini di riferimento nel caso di densità secca target pari a 400 kg/m^3 ; questo enorme incremento si spiega con i valori estremamente bassi associati ai calcestruzzi schiumati ultra-leggeri. Nel caso delle densità più alte, ossia 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 , l'incremento di capacità flessionale si attesta nell'ordine del 20% per un contenuto di fibre del 2.0% e del 100% per un contenuto di fibre del 5.0%.

Per quanto riguarda le condizioni di maturazione, prendendo in considerazione le densità più alte di 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 , l'aggiunta del 2.0% in volume di fibre comporta un incremento medio della resistenza a trazione indiretta pari a circa il 10% per i provini maturati in aria e a circa il 15% sia per quelli maturati in cellophane che in acqua; analizzando le medesime condizioni, l'aggiunta di un quantitativo di fibre pari al 5.0% in volume comporta invece un incremento della resistenza a trazione indiretta di circa il 90% in aria, di più del 70% in cellophane e di più del 50% in acqua. Le evidenze sperimentali mostrano dunque come vi sia una sostanziale differenza tra le resistenze a trazione indiretta dei calcestruzzi schiumati estrudibili rinforzati con il 2.0% o con il 5.0% in volume di fibre, come ben evidenziato anche nella Figura 4.27, in cui si riporta l'andamento della resistenza a trazione indiretta con la densità secca effettiva dei provini per i tre contenuti di fibre e le tre condizioni di stagionatura investigate. La soluzione certamente più efficace tra quelle proposte, nel caso di strategia che vede l'impiego di sole fibre inglobate nella matrice cementizia, è quella di un contenuto volumetrico di fibre pari al 5.0; si rimarca, inoltre, come tale soluzione sia particolarmente efficace nell'incrementare le capacità flessionali dei campioni maturati in aria, permettendo loro di raggiungere di resistenza comparabili a quelli associati alle condizioni di stagionatura migliori.

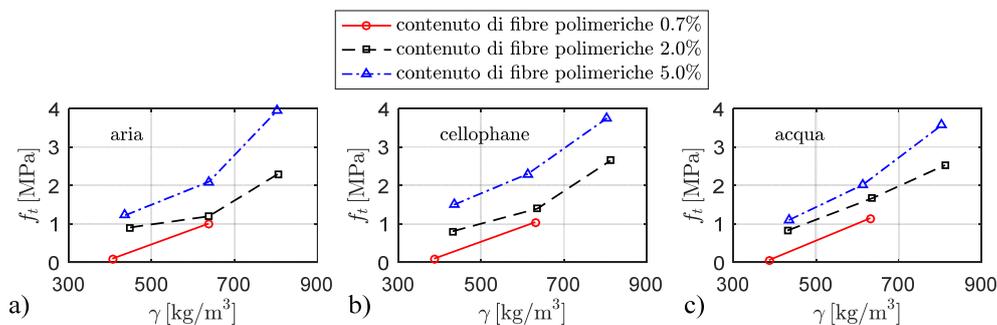


Figura 4.27 Andamento della resistenza a trazione indiretta di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con differenti contenuti di fibre polimeriche al variare della densità secca effettiva per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Dalla Figura 4.27 si nota, infine, che la resistenza a trazione indiretta, per tutti i casi analizzati cresce all'incrementarsi della densità, però, a differenza dei provini senza rinforzo, dove la relazione tra resistenza e densità poteva essere descritta in modo ben approssimato da una curva di regressione lineare, la presenza delle fibre, sia al 2.0% che al 5.0%, fa sì che l'incremento sia più ripido nel passaggio da 600 kg/m³ a 800 kg/m³ rispetto a quello da 400 kg/m³ a 600 kg/m³ in tutte le condizioni di stagionatura investigate; l'unica eccezione è data dal caso dei provini confezionati con fibre al 2.0% e maturati in acqua: qui l'approssimazione di legame lineare tra resistenza a trazione indiretta e densità è ancora valida. Una spiegazione fisica di quanto appena descritto potrebbe essere dovuta al fatto che, considerando un volume rappresentativo di campione, al crescere della sua densità aumenta la fase solida con contestuale diminuzione della porosità, per cui le fibre inglobate riescono a collaborare più efficacemente con la matrice cementizia contribuendo in modo più significativo alla capacità flessionale del sistema.

Resistenza a trazione indiretta: effetto delle griglie bi-direzionali in fibra di vetro

La seconda strategia di rinforzo per il miglioramento delle capacità flessionali dei provini in calcestruzzo schiumato estrudibile vede l'impiego di una griglia bi-direzionale in fibra di vetro posizionata nella zona tesa del campione stesso ad una distanza di 4 mm dalla faccia esterna.

In Figura 4.28 vengono riportate le determinazioni sperimentali della resistenza a trazione indiretta f_t al variare della densità secca dei campioni, insieme alla curva di regressione lineare. Si nota come l'incremento della resistenza a trazione indiretta possa essere ben approssimato con una legge lineare solo nei casi di maturazione in aria e in cellophane dei provini prismatici, mentre nel caso di stagionatura in acqua il trend è sostanzialmente differente. Il passaggio dalla densità secca target di 400 kg/m³ a quella di 600 kg/m³ comporta un incremento nella resistenza a trazione indiretta circa pari al 115%, mentre quello associato al successivo passaggio da 600 kg/m³ ad 800 kg/m³ si attesta nell'ordine del 30%. Il diverso comportamento associato alla condizione di stagionatura in acqua si rispecchia anche nel fatto che mentre nel passaggio da 400 kg/m³ a 600 kg/m³ si registra un incremento sostanziale della resistenza a trazione indiretta, nel successivo passaggio da 600 kg/m³ ad 800 kg/m³ diversamente da quanto precedentemente riportato, la capacità flessionale rimane pressoché costante, con un valore addirittura leggermente inferiore nel caso della densità più elevata.

La differenza di comportamento associata alla maturazione in acqua è ancor più risaltata in Figura 4.29 in cui viene riportato l'effetto delle condizioni di stagionatura sulla resistenza a trazione indiretta dei campioni. Per tutte le densità secche target investigate, la maturazione in acqua è associata ai provini caratterizzati dalla peggiore resistenza a trazione indiretta.

Le ragioni delle significative differenze di comportamento tra i provini maturati in acqua rispetto a quelli in aria e in cellophane va ricercata nel decadimento delle prestazioni meccaniche della griglia di rinforzo associato alla maturazione in ambiente acquoso alcalino. Ciò, infatti, determina una rottura della griglia prematura rispetto alle condizioni ultime cui potrebbe effettivamente giungere. Questo è evidente analizzando le modalità di rottura dei provini prismatici: alle densità secche target di 600 kg/m³ e 800 kg/m³ il collasso dei provini prismatici maturati in acqua, a differenza delle altre tipologie di maturazione, avviene proprio per raggiungimento delle condizioni ultime nella rete di rinforzo. Inoltre, anche nella densità secca target di 400 kg/m³ i

peggiori risultati sono associati alla stagionatura in acqua, sebbene la modalità di rottura sia diversa non registrandosi il collasso della rete per via della bassa resistenza di aderenza associata ai calcestruzzi schiumati ultra-leggeri tra la rete e il calcestruzzo schiumato stesso che la circonda; in questo caso, nonostante la degradazione della griglia di rinforzo, l'elemento più debole è comunque il calcestruzzo schiumato ultra-leggero, per cui si registra la tipica modalità di collasso detta per aderenza, con il distacco del substrato esterno di calcestruzzo alleggerito dal rinforzo sovrastante, come specificato meglio nel seguito.

L'analisi della Figura 4.29, inoltre, mostra come, prendendo in considerazione le due migliori condizioni stagionatura che, per quanto detto, risultano essere aria e cellophane, non si possa definire un trend davvero chiaro dei valori di resistenza a trazione indiretta raggiunti che, infatti, risultano migliori nel caso della maturazione in aria per la densità secca target di 400 kg/m^3 , in cellophane per gli 800 kg/m^3 , mentre, in quella intermedia di 600 kg/m^3 , tali valori sono pressappoco comparabili.

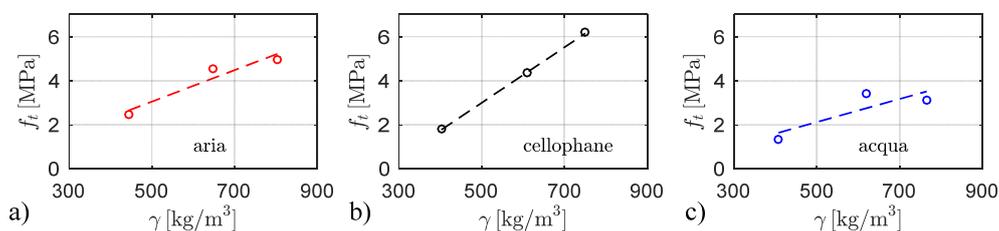


Figura 4.28 Andamento della resistenza a trazione indiretta di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

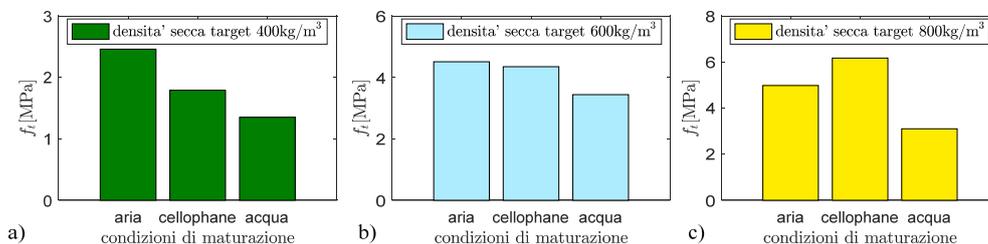


Figura 4.29 Andamento della resistenza a trazione indiretta di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile rinforzati con la griglia bi-direzionale in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Da quanto detto si evince che la resistenza a trazione indiretta dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile rinforzati con la griglia bi-direzionale in fibra di vetro è da ascrivere all'interazione tra la griglia di rinforzo e il calcestruzzo schiumato circostante e che un ruolo cruciale non solo sulla resistenza a trazione indiretta, ma anche sullo sviluppo delle modalità di

rottura dei provini nel corso della prova di flessione su tre punti è ricoperto dalle condizioni di stagionatura.

A tal proposito nelle Figura 4.30 e Figura 4.31 sono riportate le due tipiche modalità di collasso evidenziatesi nella campagna sperimentale sui provini di calcestruzzo schiumato estrudibile rinforzati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro, relative la prima ai provini maturati in aria e in cellophane (oltre a quelli in acqua alla sola densità secca target pari a 400 kg/m^3 , per le ragioni precedentemente riportate) e la seconda a quelli in acqua. In particolare, nelle figure viene riportato il grafico forza-tempo relativo alla prova di flessione su tre punti e, per quattro significativi livelli di forza individuati in figura dalle lettere A, B, C e D, il corrispondente stato fessurativo dei provini prismatici. Dalle figure è possibile notare come le modalità di collasso siano sostanzialmente differenti. Nel caso dei provini maturati in acqua o in cellophane, Figura 4.30, in corrispondenza del punto indicato con la lettera A è perfettamente individuabile il così denominato carico di prima frattura a cui corrisponde la resistenza a trazione di prima frattura riportata nelle Tabella 4.18 e Tabella 4.19, correlata essenzialmente alla sola resistenza a trazione indiretta del calcestruzzo schiumato; in altre parole in questo stadio non è ancora entrato in gioco il sistema di rinforzo previsto. Tale ipotesi è supportata dal fatto che la così definita resistenza a trazione indiretta di prima frattura è molto prossima a quella mostrata dai provini di calcestruzzo schiumato privi di rinforzo, come verrà fatto notare meglio più avanti. Superato il punto A, il livello di forza imposto dalla macchina decresce fino al momento in cui entra in tensione la griglia bi-direzionale di rinforzo posta nella zona tesa del provino, punto B, che implica una propagazione del livello fessurativo nella parte inferiore di trave, come evidenziato in figura. Da qui in avanti la forza si incrementa in modo approssimativamente lineare con il trascorrere del tempo, punti B-C-D, con la trave che può dunque sopportare gli ulteriori incrementi di carico a cui si associa uno stato fessurativo più consistente e con larghezza delle cricche via via maggiore. Durante questa seconda fase, i carichi sono interamente ripresi dalla griglia di rinforzo e trasmessi al calcestruzzo alleggerito ad essa circostante per tensioni di aderenza. Questo meccanismo di trasferimento dello stato tensionale è evidenziato dal sistema fessurativo illustrato in Figura 4.30 C e procede fino al raggiungimento del punto D allorquando viene raggiunta la resistenza tangenziale di aderenza del calcestruzzo schiumato estrudibile e si perviene al collasso con separazione del substrato esterno di calcestruzzo alleggerito dal rinforzo sovrastante, come evidenziato in Figura 4.30 D.

Differente è il meccanismo di collasso associato alla condizione di maturazione in acqua, di cui un tipico esempio è riportato in Figura 4.31, sebbene le fasi iniziali siano identiche a quelle precedentemente descritte per le maturazioni in aria e in cellophane, con l'individuazione del punto A corrispondente al carico di prima frattura e alla conseguente resistenza a trazione indiretta di prima frattura riportata in Tabella 4.20; anche qui tali valori sono molto prossimi alle evidenze sperimentali associate ai provini privi di rinforzo. Le differenze sostanziali si riscontrano nella seconda fase della prova, dove il trend di crescita della forza con il trascorrere del tempo continua ad essere lineare fino al raggiungimento del punto di rottura, mentre il meccanismo di trasferimento degli sforzi al calcestruzzo schiumato contornante la griglia di rinforzo non riesce a svilupparsi interamente, come evidenziato dall'andamento pressoché verticale del sistema fessurativo che si sviluppa procedendo dal punto B al punto D, passando per C. Questa evenienza è causata dal raggiungimento prematuro della resistenza ultima della griglia di rinforzo che

collassa in corrispondenza del punto D. Questo comportamento a rottura è chiaramente evidenziato in Figura 4.31 D. Come già anticipato, la rottura prematura nella griglia è imputata al decadimento delle sue prestazioni meccaniche durante la fase di stagionatura in acqua alcalina. Questa ipotesi è ancor più irrobustita dall'osservazione del valore di resistenza a trazione indiretta ottenuto per il provino della serie #10G (densità secca target 600 kg/m^3) maturato in acqua, addirittura inferiore rispetto a quello caratterizzante il provino della serie #11G, anch'esso maturato in acqua ma con densità secca target di 800 kg/m^3 : la capacità flessionale ultima è principalmente correlata alle prestazioni della griglia bi-direzionale di rinforzo, in entrambi i casi negativamente influenzata dalla stagionatura in acqua, piuttosto che alla resistenza intrinseca del calcestruzzo schiumato che, come noto, è maggiore per il caso della densità più alta.

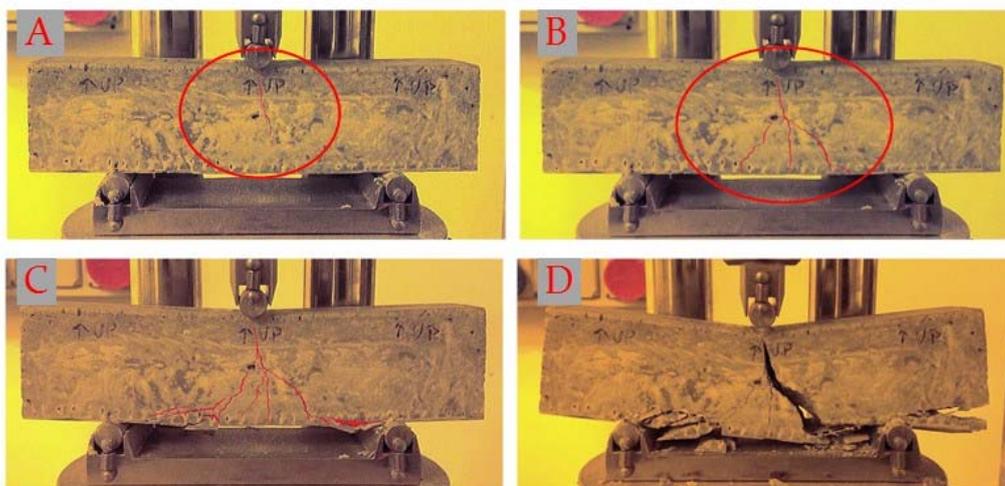
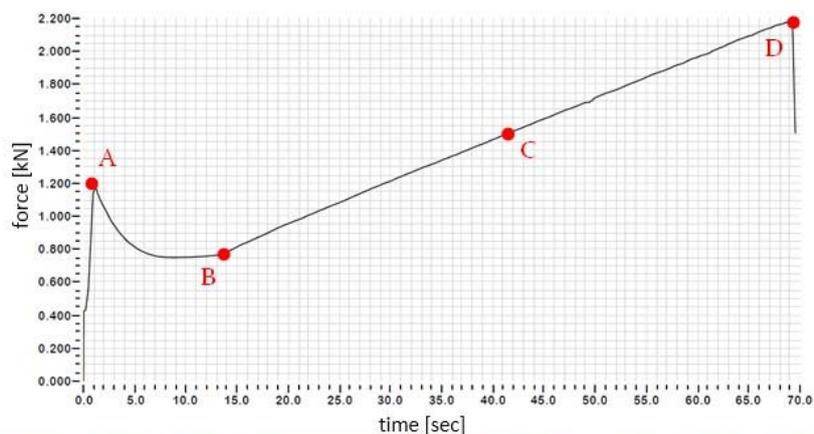


Figura 4.30 Diagramma forza-tempo del provino prismatico appartenente alla serie #11G maturato in aria e progressione delle modalità di rottura a differenti stadi di carico – tipica rottura per aderenza con distacco del substrato esterno di calcestruzzo alleggerito dal rinforzo sovrastante

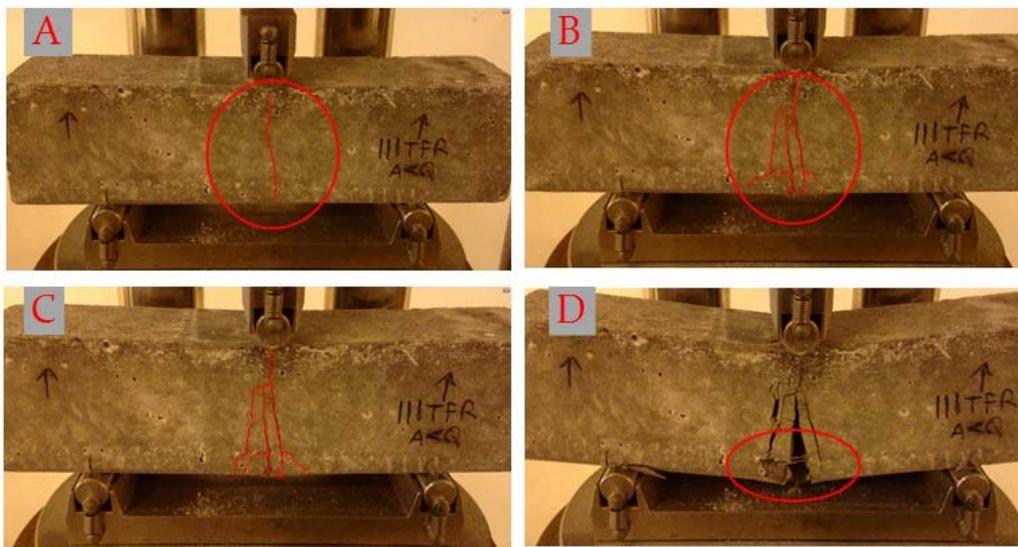
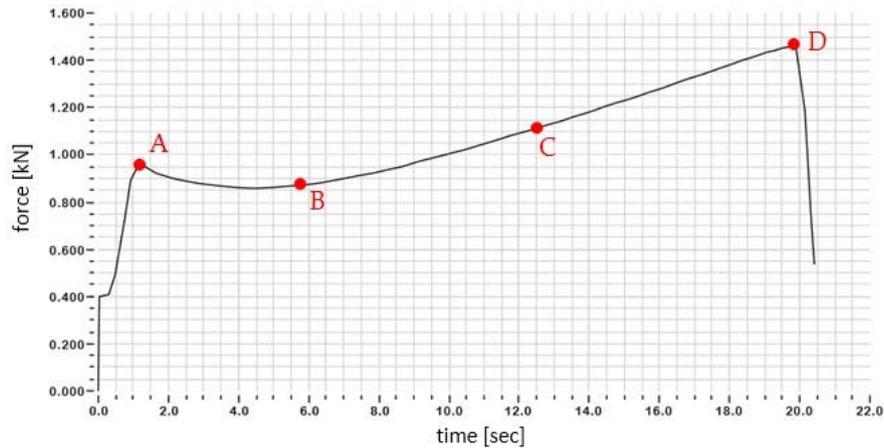


Figura 4.31 Diagramma forza-tempo del provino prismatico appartenente alla serie #10G maturato in acqua e progressione delle modalità di rottura a differenti stadi di carico – tipica rottura della griglia bi-direzionale di rinforzo in fibra di vetro

In Figura 4.32 è riportato il rapporto tra la resistenza a trazione indiretta di prima frattura f_{tpf} dei provini prismatici rinforzati con la griglia bi-direzionale in fibra di vetro, e la resistenza a trazione indiretta dei provini privi di rinforzo f_{tnr} , per le diverse densità e condizioni di stagionatura investigate. Si nota come tale rapporto sia sempre compreso tra 0,5 e 2 confermando, dunque, la lettura data alla resistenza di prima frattura delle travi rinforzate, associata appunto alla sola resistenza del calcestruzzo schiumato senza la collaborazione della strategia di rinforzo adottata.

Inoltre, in Figura 4.33 è riportato il rapporto tra la resistenza a trazione indiretta ultima e la resistenza a trazione indiretta di prima frattura dei provini rinforzati con la griglia bi-direzionale, che rappresenta un indicatore dell'incremento della capacità flessionale dei campioni ottenuta

grazie a questa strategia di rinforzo. Si evince che, per le ragioni sopra esposte, gli incrementi più bassi sono affiliati alla maturazione in acqua, mentre quelli maggiori sono associati alla maturazione in aria per la densità secca target di 400 kg/m^3 e a quella in cellophane per gli 800 kg/m^3 ; incrementi comparabili, infine, si registrano alla densità target intermedia di 600 kg/m^3 , seguendo evidentemente lo stesso trend già precedentemente illustrato nell'ambito della discussione degli effetti delle condizioni di stagionatura sulle resistenze a trazione indirette dei campioni relativi a questa seconda strategia di rinforzo.

In definitiva, in corrispondenza della densità secca target di 400 kg/m^3 si osserva un incremento di resistenza enorme, essendo la resistenza a trazione indiretta ultima maggiore di più di 40 volte rispetto a quella di prima frattura. Ciò rende questa strategia di rinforzo un metodo davvero efficace per il perseguimento di buone capacità flessionali degli elementi realizzati con calcestruzzi schiumati estrudibili a bassissime densità. Anche nel caso delle densità secche target di 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 i risultati ottenuti in termini di incremento di resistenza a trazione per flessione sono molto apprezzabili, nell'ordine del 100%, sebbene inferiori rispetto al caso a più bassa densità prima visto, in virtù dei più alti valori di resistenza associati ai provini senza rinforzo.

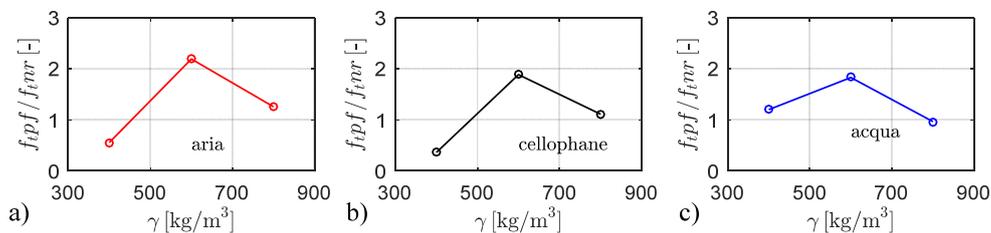


Figura 4.32 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta di prima frattura f_{tpf} dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro e la resistenza a trazione indiretta f_{tnr} dei provini senza alcun rinforzo, al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

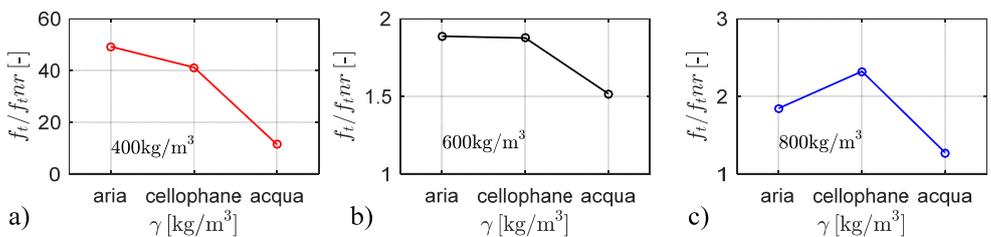


Figura 4.33 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta di prima frattura dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con griglie bi-direzionali in fibra di vetro f_t e la resistenza a trazione indiretta f_{tnr} dei provini senza alcun rinforzo, al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Resistenza a trazione indiretta: effetto combinato della simultanea presenza di fibre polimeriche e griglie bi-direzionali in fibra di vetro

Una terza strategia di rinforzo delle capacità flessionali dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibili ha visto la simultanea presenza delle fibre polimeriche inglobate nella matrice cementizia e delle griglie bi-direzionali poste in corrispondenza della zona tesa del campione come precedentemente specificato. I risultati relativi a questa terza strategia di miglioramento delle capacità flessionali permettono, inoltre, di osservare eventuali interazioni tra i due livelli di rinforzo che potrebbero condurre ad ulteriori incrementi della resistenza a trazione indiretta dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile: ad esempio, la presenza delle fibre disperse nel conglomerato cementizio potrebbe migliorare la resistenza di aderenza del calcestruzzo stesso, ritardando la separazione del substrato in corrispondenza della griglia di rinforzo e consentendo di conseguenza il raggiungimento di migliori prestazioni. Sono stati presi in considerazione i due contenuti volumetrici di fibre polimeriche che hanno dato i migliori risultati nello studio relativo alla prima strategia di rinforzo, ossia 2.0% e 5.0%; inoltre, la sperimentazione è stata effettuata per tutte e tre le condizioni di maturazione e densità secche target analizzate negli altri casi.

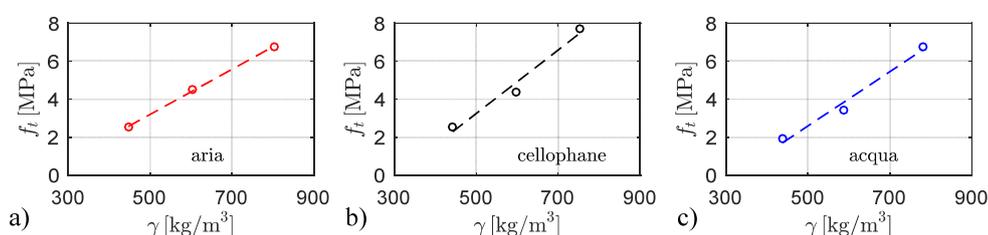


Figura 4.34 Andamento della resistenza a trazione indiretta f_t dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche al 2.0% in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

In Figura 4.34 sono riportati gli andamenti della resistenza a trazione indiretta al variare della densità secca in corrispondenza di un impiego di fibre disperse pari al 2.0% in volume e della griglia bi-direzionale nelle tre diverse condizioni di stagionatura investigate. Si evince immediatamente che in corrispondenza di questa terza strategia di rinforzo i dati sperimentali possono essere ben approssimati da curve di regressione lineari, come mostrato nelle figure per tutte le condizioni di stagionatura. Infatti, prendendo in considerazione l'incremento medio su tutte le condizioni di maturazione, al passaggio da 400 kg/m³ a 600 kg/m³ è associato un aumento di resistenza a trazione indiretta del 75% circa, mentre al passaggio successivo da 600 kg/m³ ad 800 kg/m³ tale incremento si attesta nell'intorno del 74%. Riguardo l'influenza delle condizioni di stagionatura, così come nel caso della presenza delle sole griglie bi-direzionali, anche qui i peggiori risultati sono associati alla stagionatura in acqua, mentre i provini maturati in aria e in cellophane danno luogo a risultati comparabili.

Gli andamenti delle resistenze a trazione indiretta determinati nel caso dell'ulteriore aggiunta di fibre polimeriche disperse nella matrice cementizia così da arrivare ad un loro contenuto

volumetrico del 5.0% sono illustrati nei grafici riportati in Figura 4.35. L'incremento medio sulle tre condizioni di maturazione della resistenza a trazione indiretta si attesta sull'81% nel passaggio da 400 kg/m³ a 600 kg/m³, mentre sul 65% in quello da 600 kg/m³ ad 800 kg/m³; si conferma, inoltre, come peggiore la condizione di maturazione in acqua.

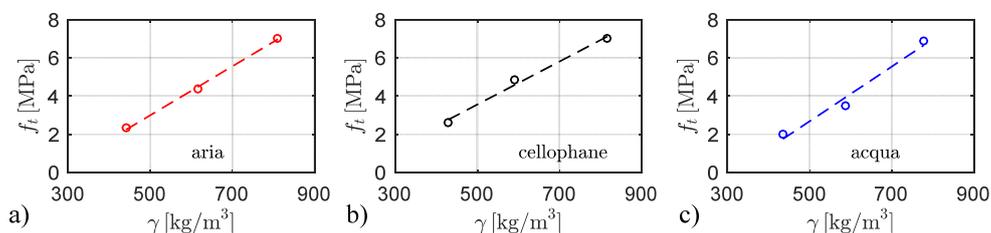


Figura 4.35 Andamento della resistenza a trazione indiretta f_t dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche al 5.0% in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Confrontando le capacità flessionali ottenute con questa strategia di rinforzo con quelle relative ai provini non rinforzati, è evidente non solo il solito enorme incremento di resistenza nel caso di densità secca target di 400 kg/m³, ma anche i significativi incrementi in corrispondenza delle più alte densità secche investigate, dove la resistenza ottenuta è superiore tra le due e le quattro volte, a seconda dei casi, rispetto a quella di riferimento, Figura 4.36.

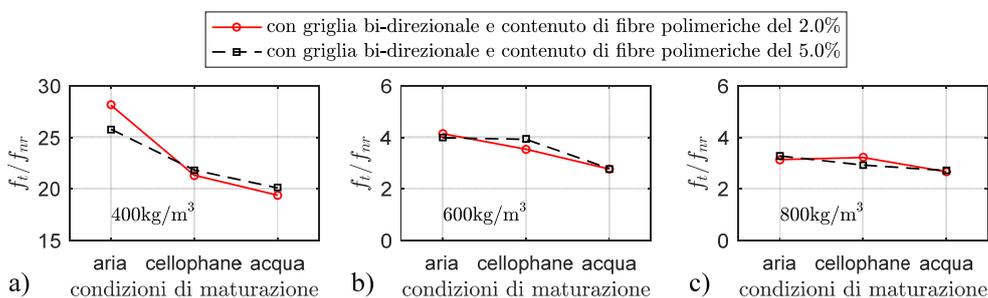


Figura 4.36 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta f_t dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche a diverso contenuto in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro e quella dei provini privi di rinforzo f_{nr} al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Si può inoltre osservare che il guadagno di capacità flessionale (rispetto ai provini di riferimento, ossia privi di rinforzo) è anche maggiore di quello registrato nel caso di campioni confezionati con sole fibre disperse nella matrice cementizia, come chiaramente illustrato in Figura 4.37 dove si riporta il rapporto tra la resistenza a trazione indiretta f_t ottenuta in corrispondenza di questa terza strategia di rinforzo, e la resistenza a trazione indiretta associata

alla prima strategia, ovvero quella con sole fibre e, per questo, qui denominata f_{tf} , a parità di concentrazione volumetrica di fibre; il valore di tale rapporto varia infatti tra 2 e 4. Risulta interessante notare anche che l'incremento di resistenza più alto è associato al contenuto di fibre più basso, ossia 2.0%, sebbene l'incremento complessivo rispetto ai provini di riferimento, senza cioè alcun tipo di rinforzo, sia comparabile nei due casi del 2.0% e del 5.0% di contenuto di fibre con presenza di griglia di rinforzo, Figura 4.36. In altre parole, all'ulteriore incremento del 3.0% in volume del contenuto di fibre, nel caso della presenza di griglia bi-direzionale in fibra di vetro, non corrisponde una migliore capacità flessionale dei provini in calcestruzzo schiumato estrudibile. È quindi evidente che incrementare la quantità di fibre dispersa nella matrice cementizia oltre un certo valore non dà luogo ad ulteriori miglioramenti delle capacità flessionali dovuti all'interazione tra i due livelli di rinforzo. Questo risultato suggerisce di limitare il contenuto di fibre entro il 2% in volume quando queste sono usate in associazione con la griglia di rinforzo bi-direzionale in fibra di vetro.

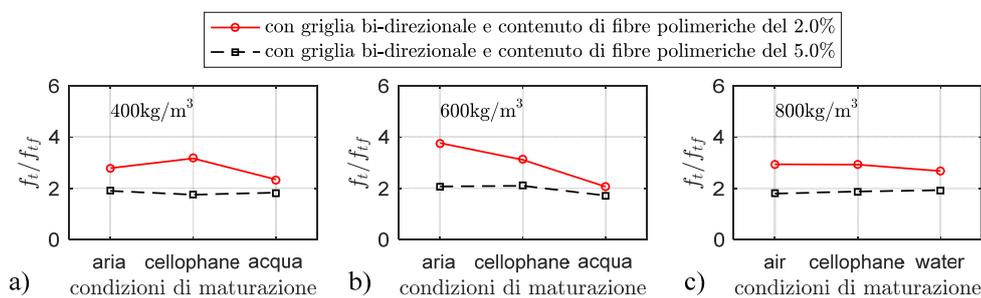


Figura 4.37 Rapporto tra la resistenza a trazione indiretta f_t dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con fibre polimeriche a diverso contenuto in volume inglobate nella matrice cementizia e griglie bi-direzionali in fibra di vetro e quella dei provini con sole fibre inglobate f_{tf} allo stesso contenuto volumetrico al variare della densità secca effettiva e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Per quel che riguarda le modalità di collasso, anche i provini con il doppio livello di rinforzo concordano con quanto già ampiamente descritto nel caso di presenza della sola griglia bi-direzionale, evidenziandosi anche qui le due tipiche modalità di rottura a seconda della condizione di stagionatura e della densità secca target. Tuttavia, come risulta dal confronto tra la Figura 4.40 C e la Figura 4.30 D, che mostrano la tipica rottura per aderenza dei provini stagionati in aria e in cellophane, l'aggiunta delle fibre modifica leggermente il sistema fessurativo, che, soprattutto alle più alte densità investigate, risulta essere più diffuso e caratterizzato da cricche di maggior larghezza, probabilmente proprio per via della redistribuzione locale delle tensioni, soprattutto in prossimità della zona di rottura, dovuta alla loro presenza, tanto più efficace quanto meno poroso risulta essere il materiale.

Infine, in Figura 4.38 vengono riportate delle fotografie scattate su un provino di calcestruzzo schiumato estrudibile maturato in cellophane dopo l'esecuzione della prova a flessione su tre punti in cui è possibile notare la simultanea presenza delle due diverse strategie di rinforzo: si noti la presenza delle fibre anche nel conglomerato strettamente circostante la griglia bi-direzionale.



Figura 4.38 Particolari di un provino prismatico di calcestruzzo schiumato estrudibile con la simultanea presenza di fibre polimeriche e griglia bi-direzionale maturato in cellophane dopo l'esecuzione della prova a flessione su tre punti

Resistenza a trazione indiretta: confronti

In Figura 4.39, al fine di mostrare un quadro chiaro dell'attività di ricerca relativa al miglioramento delle capacità flessionali dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile, vengono riportati gli istogrammi comparativi che riassumono la resistenza a trazione indiretta determinata nelle varie indagini sperimentali effettuate al variare della densità secca target, delle condizioni di stagionatura e delle strategie di rinforzo impiegate.

Anzitutto, eccezion fatta per il caso di impiego di sole fibre polimeriche disperse nella matrice cementizia nel contenuto volumetrico dello 0,7% sia a 400 kg/m^3 che a 600 kg/m^3 di densità secca target, tutte le strategie impiegate permettono di ottenere un più o meno marcato incremento della resistenza a trazione indiretta dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile rinforzati rispetto a quelli base, ossia non rinforzati.

In generale, le migliori resistenze a trazione indiretta sono associate alla strategia di rinforzo che vede la simultanea presenza delle fibre polimeriche disperse nella matrice cementizia, in una concentrazione in volume pari al 2.0% del totale, e della griglia bi-direzionale in fibra di vetro posizionata nella zona tesa del provino. L'attenta osservazione della Figura 4.39 fa comprendere che con questa strategia di rinforzo si riescono ad ottenere resistenze a trazione indiretta a densità secca target di 600 kg/m^3 comparabili o addirittura superiori a quelle associate al rinforzo con sole fibre disperse, in una concentrazione volumetrica del 5.0% (la migliore tra le strategie di rinforzo con sole fibre) alla più alta densità secca di 800 kg/m^3 . Alla stessa maniera, con questa strategia di rinforzo le resistenze a trazione indiretta che manifestano i provini con 400 kg/m^3 di densità secca target sono paragonabili o superiori a quelle che contraddistinguono i provini confezionati con sole fibre disperse nella percentuale del 5.0% in volume ma alla più alta densità secca target di 600 kg/m^3 e, addirittura, a quelle dei provini privi di rinforzo con densità secca target di 800 kg/m^3 .

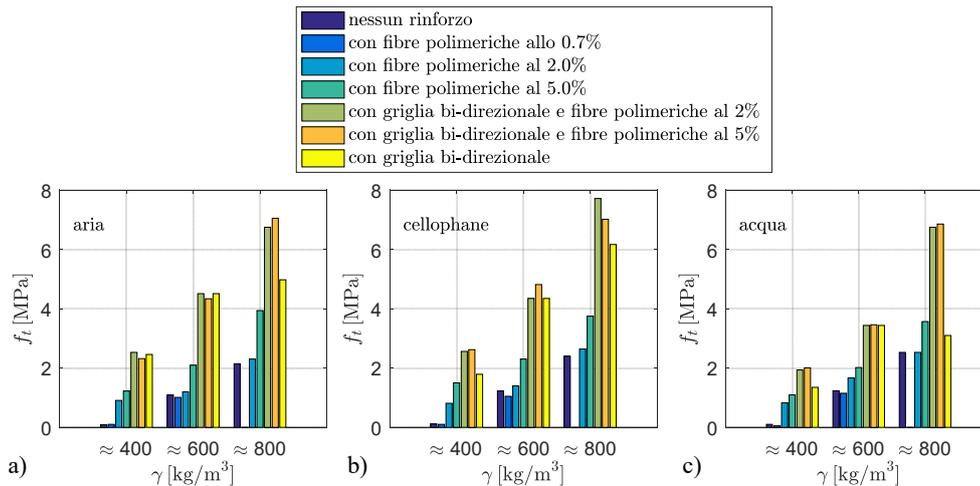


Figura 4.39 Istogrammi comparativi delle resistenze a trazione indiretta f_t dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con le differenti strategie di rinforzo investigate al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Evidentemente, come atteso, la presenza della griglia bi-direzionale gioca il ruolo primario nel migliorare le capacità flessionali dei provini, sebbene, al crescere della densità, il contributo delle fibre divenga via via maggiore a causa della migliore collaborazione che queste riescono ad offrire quando vengono inglobate in un materiale sempre meno poroso. Questo è evidente sia nelle sperimentazioni effettuate con la presenza di sole fibre che in quelle con simultanea presenza di fibre e griglie. In particolare, in quest'ultimo caso, escludendo i provini stagionati in acqua dove valgono le considerazioni fatte precedentemente, il maggior incremento di resistenza rispetto al caso di presenza di sola griglia è associato proprio alle densità secche target di 800 kg/m³, segno di una più efficace collaborazione tra i due livelli di rinforzo al crescere della massa volumica del materiale che, invece risulta trascurabile in molti dei casi investigati alle densità secche target di 400 kg/m³ e 600 kg/m³. Le interessanti evidenze sperimentali messe in luce suggeriscono come un ulteriore settore per future ricerche possa essere proprio quello di estendere queste valutazioni anche a range di densità più elevati, ad esempio tra 1000 kg/m³ e 1600 kg/m³ così da non solo confermare quando osservato relativamente all'effetto delle fibre corte sulle proprietà meccaniche, ma anche, viste le già discrete resistenze meccaniche associate a densità così basse, pensare ad applicazioni in campo strutturale di questo materiale diverse dal suo classico impiego in strutture a muratura portante, peraltro già realizzabile con blocchi caratterizzati da densità oggetto della presente attività di ricerca.

Infine, si riepilogano le diverse modalità di rottura dei provini prismatici soggetti alla prova di flessione su tre punti riscontrate in corrispondenza delle diverse strategie di rinforzo e condizioni di maturazione analizzate in questa attività di ricerca, a partire dalla classica rottura fragile dei provini privi di rinforzo, Figura 4.40 a), passando per quella molto simile ma leggermente più duttile, caratterizzata dalla formazione di un piccolo sistema fessurativo concentrato nella zona centrale della trave prima di arrivare alla condizione ultima di collasso e relativa ai provini

rinforzati con sole fibre polimeriche disperse nella matrice cementizia, Figura 4.40 b), fino ad arrivare a quelle relative ai provini rinforzati con le sole griglie bi-direzionali in fibra di vetro o con queste ultime e la contemporanea presenza delle fibre corte disperse nella matrice che risultano essere differenti nel caso di maturazione in aria e cellophane, dove si registra la tipica rottura duttile per tensioni tangenziali di aderenza, Figura 4.40 c), da quello di maturazione in acqua, in cui invece il decadimento delle prestazioni meccaniche della griglia di rinforzo dà luogo ad una rottura meno duttile proprio in corrispondenza del rinforzo stesso, Figura 4.40 d).

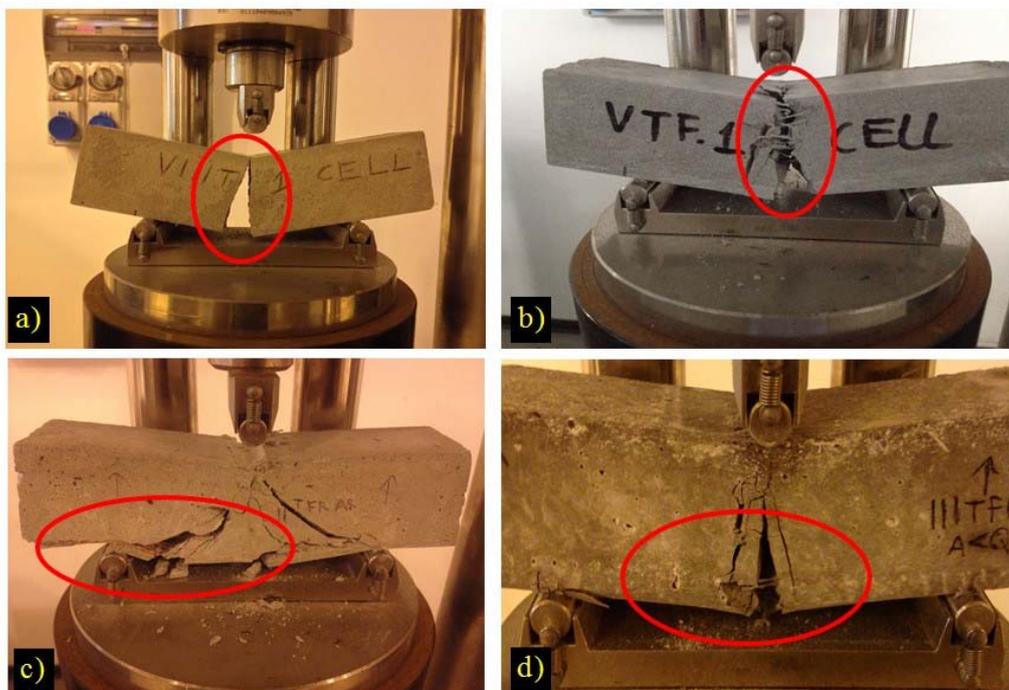


Figura 4.40 Diverse modalità di rottura dei provini prismatici sottoposti alla prova di flessione su tre punti riscontrate a seconda del sistema di rinforzo e delle condizioni di maturazione: provino privo di rinforzo a); provino con fibre polimeriche disperse b); provino con contemporanea presenza di griglia in fibra di vetro e fibre polimeriche disperse stagionato in aria o in cellophane (qualitativamente identica ma con un sistema fessurativo meno diffuso per il caso della presenza di sola griglia bi-direzionale) c); provino con contemporanea presenza di griglia in fibra di vetro e fibre polimeriche disperse stagionato in acqua (identica nel caso della presenza di sola griglia bi-direzionale) d)

Resistenza a compressione: effetto delle fibre polimeriche

Come noto, la norma europea UNI EN 196-1 prevede l'esecuzione di test di compressione sulle due metà scaturite dalla rottura del provino prismatico sottoposto alla prova a flessione su tre punti; ciò ha permesso di valutare l'effetto che la presenza delle fibre inglobate nella pasta cementizia ha anche sui valori della resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati estraibili. Questo ulteriore studio non riguarda però i campioni con all'interno la presenza della griglia bi-direzionale in fibra di vetro in quanto, come già ricordato, la modalità di rottura definita

per aderenza ha inficiato la bontà degli spezzoni di trave non consentendone la valutazione della resistenza a compressione, eccezion fatta per i campioni che hanno manifestato la rottura nella rete di rinforzo e per i pochissimi altri dove è stato possibile recuperare un solo spezzone non eccessivamente rovinato nel test a flessione. Dunque in Figura 4.41 e negli istogrammi comparativi di Figura 4.42 vengono riportate le risultanze relative ai valori della resistenza a compressione dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con diverse quantità di fibre, insieme a quelli relativi ai campioni di riferimento privi di rinforzo, per le diverse condizioni di stagionatura e densità secche target investigate.

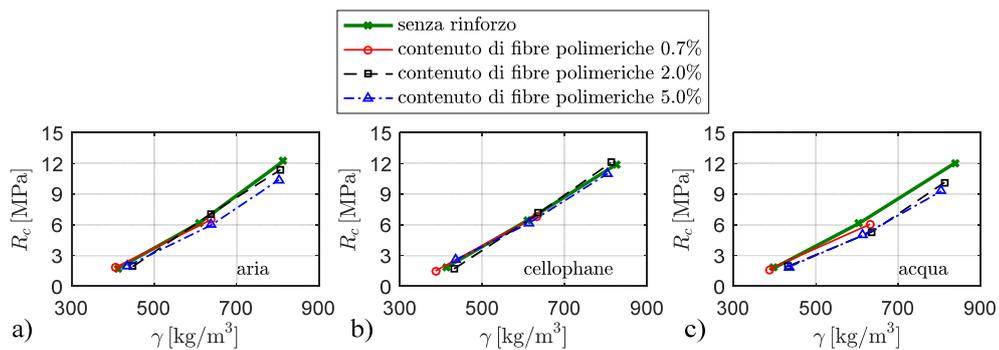


Figura 4.41 Andamento delle resistenze a compressione R_c degli spezzoni ottenuti dalla rottura a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con e senza fibre al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Osservando la Figura 4.41 si può notare che, diversamente da quanto capitava per la resistenza a trazione indiretta, l'aggiunta di fibre non modifica sostanzialmente il trend di crescita della resistenza a compressione con la densità secca che continua ad essere ben approssimabile da una curva di interpolazione lineare.

L'effetto dell'aggiunta di fibre è più evidente in Figura 4.42: alla densità secca target più bassa di 400 kg/m^3 , la presenza delle fibre ha un effetto quasi trascurabile sulla resistenza a compressione raggiunta in tutte le condizioni di stagionatura analizzate, risultando tuttavia crescere leggermente nel caso di un contenuto di fibre del 5.0% in volume. Per la più alta densità target di 800 kg/m^3 e, nel caso di maturazione in acqua anche per quella di 600 kg/m^3 , il trend è un po' più chiaro, evidenziandosi un leggero decremento della resistenza a compressione al crescere del contenuto in fibre nella miscela. Ciò potrebbe essere dovuto alla maggiore fluidità della pasta cementizia dovuta ad una quantità leggermente superiore di schiuma necessaria al raggiungimento della densità target desiderata nel caso di presenza di fibre nell'impasto, si confrontino a tal proposito i valori del rapporto $(a + s)/c$ in Tabella 4.16 con quelli di Tabella 4.11. Ciò è coerente con quanto riportato in alcuni studi sperimentali presenti nella letteratura di riferimento relativi all'influenza della presenza di fibre sulla resistenza a compressione di calcestruzzi schiumati classici [83], [141].

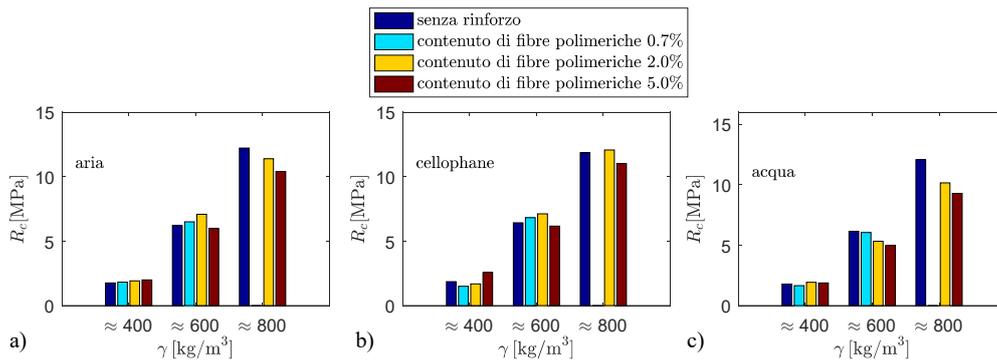


Figura 4.42 Istogrammi comparativi delle resistenze a compressione R_c degli spezzoni ottenuti dalla rottura a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con e senza fibre al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Risulta, infine, molto interessante l'analisi del rapporto tra i valori di resistenza a trazione indiretta f_t e quelli a compressione R_c riportato in Figura 4.43 per i diversi casi indagati nel corso dell'attività sperimentale presentata.

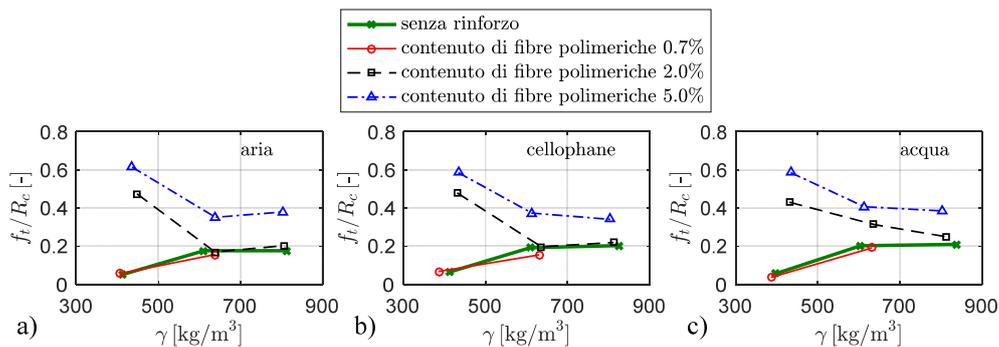


Figura 4.43 Istogrammi comparativi delle resistenze a compressione R_c degli spezzoni ottenuti dalla rottura a flessione dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile confezionati con e senza fibre al variare della densità secca target e per differenti condizioni di stagionatura: aria a); cellophane b); acqua c)

Si può notare che nei casi di materiale privo di rinforzo e in presenza della più bassa quantità di fibre investigata, a cui come visto corrispondono incrementi al più trascurabili delle proprietà meccaniche dei provini, il passaggio dai 400 kg/m³ ai 600 kg/m³ di densità secca target dà luogo ad un più pronunciato incremento della resistenza a trazione indiretta rispetto a quello della resistenza a compressione, come testimonia l'incremento del rapporto f_t/R_c in tutte le condizioni di stagionatura investigate; invece, un trend del tutto opposto, confermato sempre per tutte le maturazioni, si registra quando viene utilizzata una quantità di fibre del 2.0% e del 5.0% in volume. Questo comportamento è dovuto alla circostanza che la presenza di un opportuno contenuto di fibre polimeriche disperse nella matrice cementizia conduce, come visto, ad un

significativo incremento delle capacità flessionali dei provini, lasciando relativamente inalterate quelle di resistenza a compressione; questo è molto più evidente nel caso dei provini ultra-leggeri, dove i valori di tale rapporto si attestano su un altissimo 0,6.

Ad un ulteriore incremento di densità secca target da 600 kg/m³ ad 800 kg/m³ non corrisponde una concreta variazione del rapporto f_t/R_c che si mantiene pressoché costante. Inoltre, è interessante rilevare che, a partire dai 600 kg/m³, eccezion fatta per il contenuto di fibre più alto del 5.0% in volume e, solo per la maturazione in acqua, anche per il contenuto di fibre del 2.0% in volume, tutti gli altri provini sono contraddistinti da rapporti f_t/R_c comparabili.

4.6 I test sui calcestruzzi schiumati estrudibili: le proprietà fisiche

Le indagini sperimentali effettuate sui calcestruzzi schiumati estrudibili hanno permesso di evidenziarne non solo le interessanti proprietà meccaniche discusse nei paragrafi precedenti, ma anche altri aspetti concernenti le loro proprietà fisiche come il ritiro e l'influenza su di esso della presenza delle fibre polimeriche nell'impasto in diversi contenuti volumetrici, l'assorbimento d'acqua e, soprattutto, la conduttività termica che verranno presentate in questo paragrafo.

4.6.1 Ritiro e assorbimento d'acqua

Si è già accennato al fatto che tutte le categorie di calcestruzzo cellulare, in special modo al decrescere della densità e al peggiorare delle condizioni di stagionatura dall'autoclave (la migliore) all'aria (la peggiore) sono contraddistinte da valori di ritiro ben più pronunciati rispetto ai calcestruzzi tradizionali, dove esso viene contrastato da una maggior presenza di aggregato sia fine che grossolano (si ricorda che nei calcestruzzi schiumati con densità inferiori agli 800 kg/m³ spesso si fa a meno dell'impiego di aggregato, addirittura sempre escluso per densità inferiori a 600 kg/m³) [77], [83], [141].

In particolare si è valutato l'andamento del ritiro nel tempo di provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile durante la loro maturazione in aria per 28 giorni prima dell'esecuzione delle prove di caratterizzazione meccanica andando a valutare di volta in volta l'accorciamento rispetto alla lunghezza misurata al momento dello scasso con un'accuratezza pari a $\pm 0,05$ mm; evidentemente, ulteriori valutazioni di questa grandezza mediante strumenti più accurati in future ricerche potranno senz'altro migliorare le determinazioni qui presentate. In Figura 4.44 a) è riportato l'andamento nei primi 28 giorni del ritiro per provini privi di rinforzo e per le tre diverse densità secche target investigate. Si nota come il ritiro cresca al decrescere della massa volumica dei campioni, coerentemente a quanto riportato in altre sperimentazioni presenti nella letteratura scientifica di settore relativa ai calcestruzzi schiumati classici [77], sebbene si rimarchi nuovamente come ad oggi l'influenza della densità sul ritiro dei calcestruzzi schiumati e, più in generale, dei cellulari non sia ancora pienamente compresa in quanto esistono altre evidenze sperimentali in cui il trend del ritiro con la densità è esattamente opposto [82]. Tuttavia il valore sperimentale associato alla densità secca target di 800 kg/m³ determinato nella presente sperimentazione è molto prossimo a quello determinato in [77] su calcestruzzi schiumati classici a medesima densità secche. Tutti i risultati presenti nella documentazione scientifica di riferimento concordano invece sull'effetto positivo, relativamente alla riduzione del ritiro, indotto dalla presenza di fibre disperse nella matrice cementizia; non fa eccezione il calcestruzzo schiumato

estrudibile, come si può notare dagli istogrammi comparativi riportati in Figura 4.44 b) dove viene messo in luce il sostanziale decremento del ritiro a 28 giorni al crescere della quantità in volume di fibre polimeriche disperse per i provini prismatici maturati in aria con importanti riduzioni di circa il 35% e il 45% per contenuti di fibre del 2.0% e del 5.0% in volume rispettivamente.

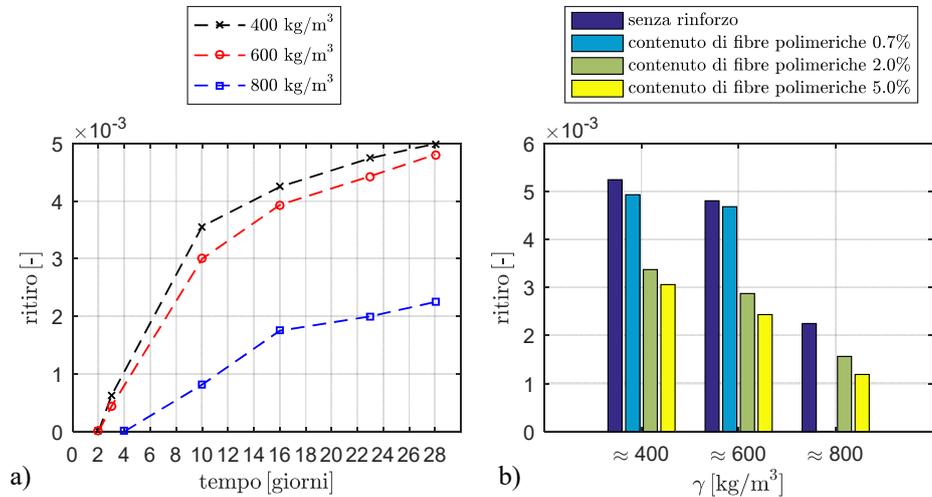


Figura 4.44 Valutazione del ritiro dei provini prismatici di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare del tempo di stagionatura in aria e della densità secca target a); istogrammi comparativi del ritiro a 28 giorni manifestato dai provini rinforzati con differenti contenuti in volume di fibre polimeriche maturati in aria b)

Al fine di determinare l'assorbimento d'acqua, sono stati confezionati dei provini cubici di lato 5 cm utilizzando il CEM I 52,5R, sfruttando anche alcuni campioni che, ricadendo al di fuori dei range di densità secca ammissibili per la valutazione delle proprietà meccaniche, sono stati scartati da quella specifica indagine e reimpiegati in questa, ad esempio due campioni caratterizzati da densità secche pari a circa 530 kg/m³ e 860 kg/m³. Per la determinazione dell'assorbimento d'acqua, i provini cubici, al termine dei 28 giorni di stagionatura in aria, sono stati essiccati in stufa ad una temperatura di 115±5°C fino al raggiungimento del peso costante w_0 ; appena estratti dalla stufa i provini cubici sono stati immersi in acqua per 7 giorni e, comunque, anche in questo caso fino al raggiungimento della condizione di peso costante dopo due valutazioni effettuate a 24 ore di distanza, w_1 . Come discusso nella sezione dedicata all'assorbimento d'acqua dei calcestruzzi schiumati classici, Paragrafo 3.4, mentre nell'ambito dei calcestruzzi tradizionali tale grandezza è generalmente determinata in termini di aumento percentuale della massa del provino rispetto alle condizioni secche, relazione 4.1, in quelli schiumati e, più in generale nei cellulari, è preferibile valutarla in termini volumetrici o, se si vuole, percentuali, prendendo però in considerazione il volume di acqua effettivamente assorbito dal campione, relazione 4.2, essendo V_0 il volume del campione [53], [85]:

$$W_{ass1}[\%] = \frac{(w_1 - w_0)}{w_0} \times 100 \quad (4.1)$$

$$W_{ass2} \left[\frac{kg}{m^3} \right] = \frac{(w_1 - w_0)}{V_0} \times 100 \quad (4.2)$$

I grafici riportati in Figura 4.45 a), valutato mediante la relazione 4.1, e b), mediante la 4.2, chiariscono quanto differenti possano essere le letture dei risultati ottenuti nelle due differenti interpretazioni: mentre in termini di incremento di massa sembrerebbe verificarsi un incremento dell'acqua assorbita dal campione di calcestruzzo schiumato estrudibile al decrescere della densità, in termini di volume di acqua assorbito parrebbe piuttosto che l'assorbimento decresca al diminuire della densità. Come specificato in [85] la valutazione più corretta è la seconda per via delle sostanziali differenze in termini di densità e di peso che possono presentarsi nello studio dei calcestruzzi cellulari in genere; infatti, la differenza di comportamento è dovuta al fatto che il peso secco cresce con l'incrementarsi della densità secca molto più rapidamente rispetto alla differenza $w_1 - w_0$ che, comunque, si incrementa con l'aumentare della densità secca dei provini. Le determinazioni sperimentali ottenute sull'assorbimento in termini volumetrici dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile sono sostanzialmente in linea con quelli presenti in [85] relativamente ai calcestruzzi schiumati classici.

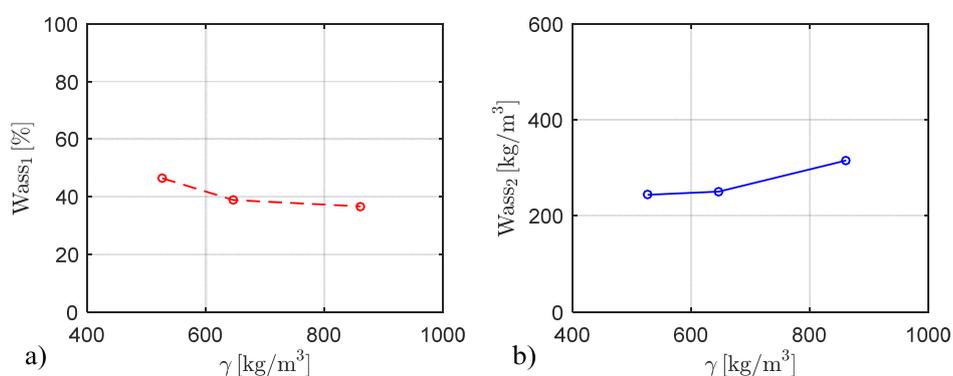


Figura 4.45 Assorbimento d'acqua dei provini cubici di calcestruzzo schiumato estrudibile valutato con la relazione 4.1 a) e con la 4.2 b)

4.6.2 Conduttività termica

Al fine di determinare le prestazioni di isolamento termico dei calcestruzzi schiumati estrudibili si è condotta una campagna sperimentale volta a identificarne le caratteristiche in termini di coefficiente di conduttività termica λ . A tal proposito sono state confezionate delle lastre di dimensioni 50cm x 50cm x 3cm utilizzando le schiume da tensioattivo proteico Foamin C[®] generate alla solita densità di 80 ± 10 g/l, il cemento Portland al calcare CEM II A-L 42,5R e l'additivo per ottenere l'estrusione nella quantità in peso del 5% rispetto al peso del cemento. Le quantità riportate nel mix design di Tabella 4.21 sono state miscelate utilizzando il miscelatore verticale con velocità della frusta miscelatrice pari a 1200 rpm seguendo le modalità e le accortezze già più volte ricordate. In Figura 4.46 si riportano le foto di una lastra di calcestruzzo schiumato estrudibile appena ultimata e durante la fase di stagionatura.

Tabella 4.21 Mix design per il confezionamento delle miscele da usare per la realizzazione delle lastre per la valutazione del coefficiente di conduttività termica λ

tipo di cemento	serie no.	densità allo stato secco	cemento	acqua	schiuma	additivo VEA	rapp. 1	rapp. 2	rapporto 3
		$\gamma_s [kg/m^3]$	$c [kg/m^3]$	$a [kg/m^3]$	$s [kg/m^3]$	$ad [\%]^\dagger$	a/c	s/c	$(a + s)/c$
CEM II A-L 42,5 R	#1L	257	208	62	90	5	0.3	0.43	0.73
	#2L	448	343	103	127	5	0.3	0.37	0.67
	#3L	672	504	151	131	5	0.3	0.26	0.56

[†] in percentuale sul peso del cemento

Tabella 4.22 Porosità e conducibilità termica delle lastre in calcestruzzo schiumato estrudibile sia in condizioni di umidità naturale che essiccate

tipo di cemento	serie no.	densità umidità naturale	densità secca	porosità	contenuto d'acqua	cond. termica umida	conducibilità termica secca
		$\gamma_u [kg/m^3]$	$\gamma_s [kg/m^3]$	$\varepsilon [\%]$	$w_a [\%]$	$\lambda_u [W/mK]$	$\lambda_s [W/mK]$
CEM II A-L 42,5 R	#1L	316	257	85.19	18.67	0.0779	0.0639
	#2L	551	448	74.18	18.69	0.1255	0.0926
	#3L	828	672	61.27	18.84	0.2186	0.1500

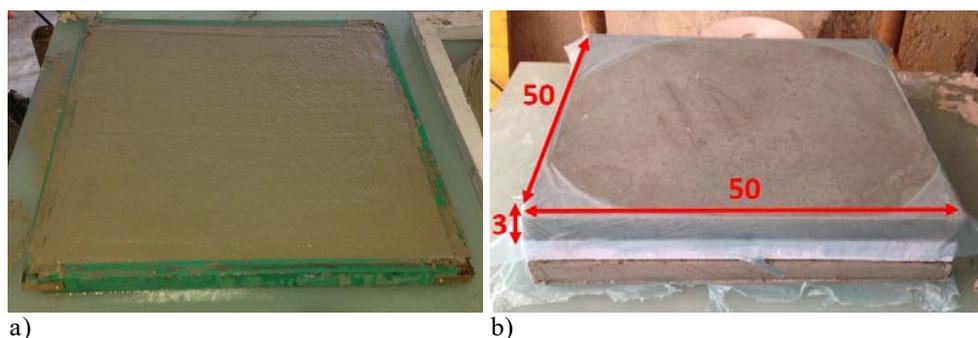


Figura 4.46 Lastra in calcestruzzo schiumato estrudibile appena confezionata a) e durante la stagionatura b)

I provini così preparati, dopo circa venti giorni di stagionatura protetti da veli di cellophane e lastre di polistirolo, vista l'impossibilità di effettuare le prove di valutazione della conducibilità termica presso i laboratori del Dipartimento di Ingegneria dell'Università degli Studi di Messina, sono stati inviati ad Ancona così da effettuare tali determinazioni in collaborazione con l'Università Politecnica delle Marche presso i laboratori del Dipartimento di Ingegneria Energetica. Come è possibile notare dai dati riportati nelle Tabella 4.21 e Tabella 4.22 l'indagine sperimentale, effettuata dopo almeno 28 giorni di stagionatura dei campioni, è stata condotta sia nella condizione di umidità naturale dei provini che, sempre sulle stesse lastre, dopo la loro completa essiccazione in stufa ad una temperatura di $115 \pm 5^\circ\text{C}$ per almeno 48 ore e, comunque, fino al raggiungimento di un peso costante, prendendo in considerazione tre diverse densità così da poter costruire, a partire dalle risultanze, una curva di previsione sperimentale abbastanza accurata sia per il caso di contenuto d'acqua in cui si trovavano i campioni al momento della prima prova che nel caso di materiale essiccato. Quest'ultima, in particolare, rappresenta la modalità di esecuzione della prova di determinazione del coefficiente di conducibilità termica più generalmente impiegata, così da poter confrontare le misure di tale parametro relative a differenti materiali in condizioni paritarie di assenza di umidità: questo è il motivo per cui le schede tecniche dei manufatti presenti in commercio riportano proprio i parametri termici determinati in condizioni essiccate, nonostante i valori determinati con una certa percentuale di tenore di umidità siano effettivamente più rappresentativi delle condizioni di normale esercizio dei manufatti stessi. Tornando all'indagine sperimentale, questa, dunque, consente di valutare non solo l'effetto della densità sulla conduttività termica dei calcestruzzi schiumati estrudibili, ma anche l'influenza su tale parametro del contenuto d'umidità.

Per determinare la conduttività termica è stato adottato il metodo del termoflussimetro [142], [143], con temperatura del bagno termostatico freddo pari a 15°C e di quello caldo pari a 40°C ; in particolare, in Figura 4.47 viene mostrata l'attrezzatura utilizzata per l'esecuzione della prova: essa consta di termoflussimetri sia del tipo classico a piastra che del tipo micro-foil a spessore sottile sensibilmente meno invasivi dei primi, termocoppie per misure accurate della temperatura, due bagni termostatici, due multimetri ad alta sensibilità per la lettura dei sensori applicati sul provino, una unità di acquisizione dati e dei software per l'elaborazione dei dati acquisiti. Nella prima foto della Figura 4.47 è messa inoltre in evidenza la stratigrafia della prova; in particolare,

procedendo dall'alto in basso è possibile individuare i seguenti elementi: pannello di legno, piastra calda, foglio di contatto, campione di calcestruzzo schiumato estrudibile, foglio di contatto, campione di riferimento, foglio di contatto, piastra fredda e pannello di legno. I fogli di contatto sono realizzati in materiale comprimibile e servono ad eliminare possibili sacche d'aria tra le facce del provino e l'apparecchiatura. I termoflussimetri e le termocoppie sono posizionate sulle superfici del campione in zona centrale così da evitare il possibile inficiamento delle misure per via dei cosiddetti effetti di bordo. Sulla strumentazione vengono in seguito posti dei pesi in modo tale che tutte le superfici siano in stretto contatto reciproco; infine il sistema a strati viene chiuso con una scatola in cartone rivestita internamente con materiale isolante così da eliminare possibili interferenze dovute alla temperatura ambiente.



Figura 4.47 Metodo del termoflussimetro per la determinazione del coefficiente di conducibilità termica

In Tabella 4.22, oltre alle densità γ e alla porosità ε vengono riportate le conducibilità termiche ottenute dalle sperimentazioni sulle lastre di calcestruzzo schiumato estrudibile sia nella condizione di contenuto d'acqua di poco superiore al 18.50% λ_u che in quella essiccata λ_s .

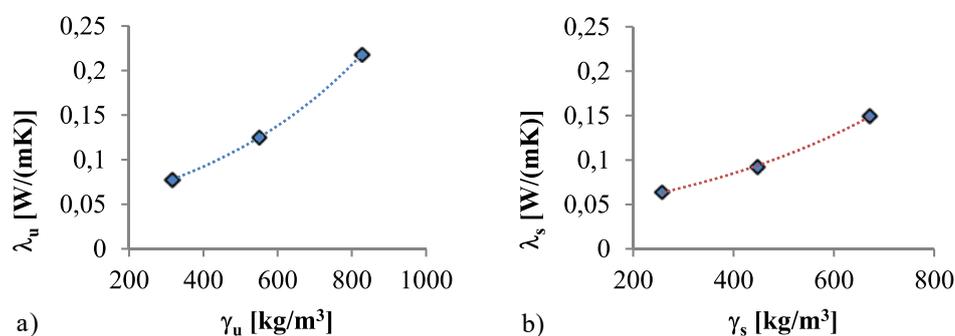


Figura 4.48 Andamento della conducibilità termica dei provini di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare della densità: contenuto naturale d'acqua medio del 18.70% a); essiccati b)

I dati sono presentati in forma grafica in Figura 4.48 a) nel caso di campioni caratterizzati da contenuto di umidità medio pari al 18,70% e in Figura 4.48 b) nel caso di provini essiccati, insieme alle rispettive curve di regressione analitica che meglio li interpretano; in particolare, in ambo i casi le evidenze sperimentali son ben interpretate da curve di regressione esponenziali riportate

nelle relazioni 4.3 e 4.4 per il caso di conducibilità termica in condizioni umide e secche rispettivamente:

$$\lambda_u = 0.0412 \cdot e^{0.002 \cdot \gamma_u} \quad (4.3)$$

$$\lambda_s = 0.0374 \cdot e^{0.0021 \cdot \gamma_s} \quad (4.4)$$

I valori elevati del coefficiente di determinazione R^2 , rispettivamente pari ad 1 e 0,991, testimoniano come tali curve costituiscano realmente una soluzione efficace per rappresentare la variabilità del coefficiente di conducibilità termica dei calcestruzzi schiumati estrudibili al variare della densità sia nel caso di condizioni umide che secche.

Come atteso le caratteristiche di isolamento termico del materiale sono tanto più pronunciate quanto più bassa è la densità. Inoltre, l'abbassamento della curva di regressione ottenuta nel caso dei provini essiccati evidenzia l'influenza negativa sull'isolamento termico dovuta alla presenza di un tenore di umidità nei campioni pari, in media, al 18,70%: evidentemente ciò è dovuto al fatto che l'acqua è caratterizzata da un coefficiente di conduttività termica all'incirca venticinque volte più alto rispetto a quello dell'aria. Per valutare quantitativamente l'incremento di conducibilità termica dovuto alla presenza dell'umidità nel campione si potrebbero calcolare i valori assunti da questo coefficiente, ad esempio alla densità di 400 kg/m³, mediante le relazioni 4.3 e 4.4 precedentemente mostrate, ottenendo dei coefficienti pari a 0,0917 W/(mK) e 0,0866 W/(mK) rispettivamente per le condizioni umide e secche, con dunque un incremento di conducibilità pari a poco meno del 6% dovuto proprio al tenore di umidità del 18,70% circa.

Al fine di confrontare i valori di conducibilità termica dei calcestruzzi schiumati estrudibili con quelli dei più noti calcestruzzi gassosi, è stata sottoposta alla medesima sperimentazione, così da poter fare un confronto a parità di condizioni di prova, sia in condizioni di umidità naturale che in condizioni essiccate, una lastra di YTONG, una delle più comuni marche di calcestruzzo gassoso, noto anche con l'acronimo AAC (Autoclaved Aerated Concrete), presenti sul mercato. In Tabella 4.23 sono riportati i dati relativi alle densità in condizioni di umidità naturale ed in condizioni essiccate del campione di calcestruzzo gassoso, insieme alle conducibilità termiche ottenute dalle determinazioni sperimentali.

Tabella 4.23 Densità e conducibilità termica della lastra in AAC sia in condizioni di umidità naturale che essiccate

provino	densità umid.	densità secca	contenuto d'acqua	cond. termica	conducibilità
	naturale			umida	termica secca
	$\gamma_u [kg/m^3]$	$\gamma_s [kg/m^3]$	$w_a [\%]$	$\lambda_u [W/mK]$	$\lambda_s [W/mK]$
YTONG	567	539	4.94	0.1530	0.1276

In Figura 4.49 viene mostrato il confronto tra i coefficienti di conducibilità termica del calcestruzzo schiumato estrudibile e del calcestruzzo gassoso (AAC) sia in condizioni di densità umida circa pari a 550 kg/m³ (di cui si dispongono le risultanze sperimentali per entrambi i materiali) che in condizioni di densità secca pari a 540 kg/m³; in quest'ultimo caso il valore di λ_s associato al calcestruzzo schiumato estrudibile (CSE) è stato determinato applicando la relazione 4.4, non essendo in possesso di dati sperimentali in corrispondenza di questa specifica densità secca. Si evince come, in entrambi i casi, il CSE sia caratterizzato da valori inferiori di

conducibilità termica e, conseguentemente, da un maggior potere isolante, rispetto all'AAC. In particolare, il valore di λ associato al CSE è più basso rispetto a quello dell'AAC del 18% e del 9% nelle condizioni umide e secche rispettivamente. Tale evidenza sperimentale è giustificata dalla differente morfologia che caratterizza le bolle d'aria delle due diverse tipologie di calcestruzzi cellulari. L'analisi della Figura 4.50, in cui vengono riportati dei particolari osservati al microscopio della distribuzione delle bolle nei due differenti materiali analizzati, mette bene in luce come le bolle d'aria del CSE siano caratterizzate da dimensioni significativamente inferiori rispetto a quelle che caratterizzano gli AAC. Come noto, infatti, a parità di densità, a bolle d'aria di dimensioni minori, quanto più uniformemente distribuite nella matrice e con struttura quanto più a celle chiuse sono associati valori sempre più bassi della conducibilità termica dei calcestruzzi cellulari [22], [53].

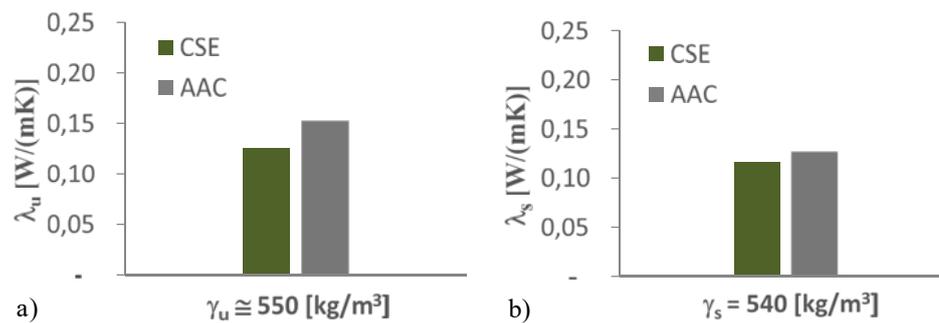


Figura 4.49 Confronto tra i coefficienti di conducibilità termica dei calcestruzzi schiumati estrudibili e dei calcestruzzi gassosi (Autoclaved Aerated Concrete): a pari densità umida a); a pari densità secca b)

La stessa motivazione, come verrà più dettagliatamente illustrato nel Paragrafo 4.7, spiega perchè i valori di conducibilità termica che caratterizzano i calcestruzzi schiumati estrudibili siano decisamente inferiori rispetto a quelli che contraddistinguono le determinazioni presenti nella letteratura scientifica relative ai calcestruzzi schiumati classici a densità paragonabili [144].

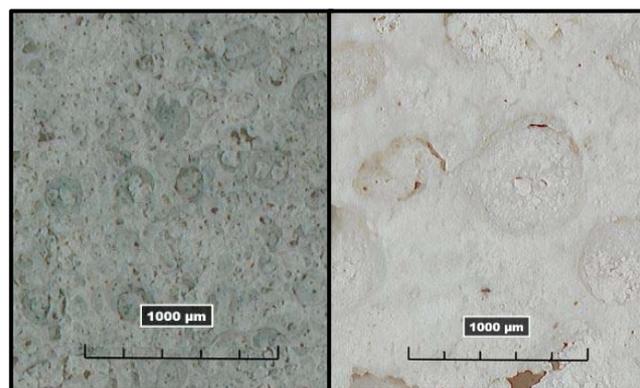


Figura 4.50 Confronto macroscopico tra la morfologia delle bolle d'aria dei calcestruzzi schiumati estrudibili (sinistra) e quella dei calcestruzzi gassosi (destra) a densità secca pari a circa 550 kg/m³.

4.7 Le proprietà morfologiche dei calcestruzzi schiumati estrudibili

Il confronto macroscopico tra le dimensioni e la distribuzione delle bolle d'aria che caratterizzano i calcestruzzi schiumati estrudibili con quelle relative alle altre categorie di calcestruzzi cellulari, ossia schiumati classici e gassosi, ha messo in evidenza, come fatto notare nei Paragrafi 4.4 e 4.6.2, come le bolle d'aria del calcestruzzo alleggerito presentato in questo lavoro di ricerca siano caratterizzate da dimensioni decisamente inferiori. Come noto, a questa importante peculiarità sono associate prestazioni migliori sia dal punto di vista meccanico che di isolamento termico. Al fine di mettere in luce anche da un punto di vista quantitativo tali differenze sulla morfologia dei pori, è stata realizzata una campagna sperimentale con il fine di valutare non solo la dimensione media, ma anche la distribuzione delle dimensioni stesse delle bolle d'aria, al variare della densità secca dei campioni. In particolare, si sono confezionati dei campioni cubici di lato 5 cm alle densità secche target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 , in modo del tutto identico a quelli realizzati con il CEM I 52,5R nella campagna sperimentale presentata nell'ambito delle strategie per il miglioramento delle resistenze a compressione, si veda a tal proposito la Tabella 4.6. Di tali provini cubici, dopo 28 giorni di maturazione in cellophane, è stata valutata, mediante la solita essiccazione in stufa, la densità allo stato secco, pari a 421 kg/m^3 , 615 kg/m^3 e 814 kg/m^3 , così da poterne ricavare la porosità: 77,25%, 66,77% e 56,02% rispettivamente. I campioni a questo punto sono stati tagliati a metà mediante una opportuna sega circolare munita di disco diamantato di spessore sottile, Figura 4.51, così da poterne studiare la distribuzione dei vuoti in una sezione interna prossima alla mezzzeria. Infatti, sulle porzioni ricavate dai provini cubici, previo uno scrupoloso trattamento delle facce con carta abrasiva a grana molto fine così da renderle il più possibile piane e la pulizia con un getto di aria compressa al fine di rimuovere la polvere all'interno dei pori e ottenere una superficie molto nitida, sono state effettuate delle foto al microscopio ottico in modo tale da acquisire delle immagini quanto più possibile chiare per la successiva fase di analisi mediante l'ausilio di un software di elaborazione di immagini. Inoltre, al fine di enfatizzare il contrasto tra i vuoti e la matrice cementizia e semplificare i successivi step di elaborazione delle immagini soprattutto per quanto concerne la fase della loro binarizzazione, si sono posizionate opportunamente delle sorgenti luminose in modo tale che il fascio di luce incidesse sui campioni con angoli che ottimizzassero il contrasto tra le bolle d'aria (non illuminate e quindi scure) e la matrice cementizia (illuminata e quindi molto chiara). Dalla parte centrale delle immagini così acquisite delle porzioni interne dei tre campioni a densità secca target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3 è stata ricavata una superficie di dimensioni $12 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ (anche maggiore rispetto alle dimensioni solitamente investigate per tali scopi nella letteratura scientifica di settore [47]) da sottoporre alle successive elaborazioni, Figura 4.52. Tali immagini sono state infatti studiate mediante l'ausilio del software di elaborazione di immagini ImageJ anzitutto binarizzandole in modo da restare quanto più possibile fedeli agli scatti di partenza, Figura 4.53, e, al contempo, identificare i confini delle diverse bolle, intervenendo manualmente laddove il risultato della manipolazione dell'immagine non risultasse conforme allo scatto di partenza e, in seguito, procedendo all'analisi quantitativa vera e propria estrapolando i dati di interesse, ossia porosità totale e area di ogni singola bolla. La porosità totale così ricavata risulta molto prossima a quella valutata mediante la relazione 3.10, come si può evincere dai valori riportati in Tabella 4.24 insieme a quelli della densità secca dei provini su cui sono stati effettuati gli scatti.



Figura 4.51 Sega circolare munita di disco diamantato di spessore sottile impiegata per il taglio dei provini cubici di calcestruzzo schiumato bloccati e serrati mediante l'utilizzo di due listelli in legno e di uno strettoio in acciaio

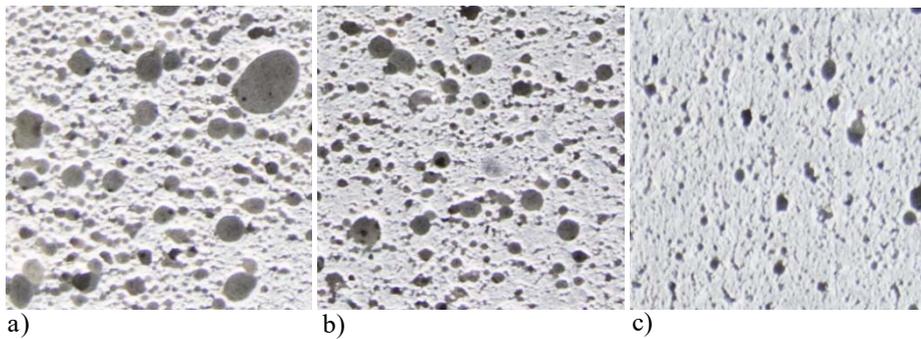


Figura 4.52 Porzioni di dimensioni 12 mm x 12 mm ricavate dalle foto scattate sulle sezioni di mezzeria dei campioni cubici di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target pari a: 400 kg/m³ a), 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

Tabella 4.24 Densità e conducibilità termica delle lastre in AAC sia in condizioni di umidità naturale che essiccate

provino	densità secca	porosità calcolata	porosità da analisi immagine
	$\gamma_s [kg/m^3]$	$\epsilon_1 [%]$	$\epsilon_2 [%]$
#1M	421	77.25	76.75
#2M	615	66.77	65.76
#3M	814	56.02	56.24

Le aree delle diverse bolle sono state invece impiegate per determinare il diametro equivalente, nell'ipotesi di bolla perfettamente sferica, così da poter identificare l'andamento della distribuzione delle dimensioni dei vuoti nelle sezioni di calcestruzzo schiumato estrudibile a diversi valori di densità secca. Queste ultime, per le densità secche target di 400 kg/m³, 600 kg/m³

ed 800 kg/m^3 sono riportate in Figura 4.54 a) da cui si evince come le dimensioni dei pori varino da circa $90 \mu\text{m}$ (valore minimo considerato in fase di analisi dell'immagine risultando molto complessa l'individuazione di pori di dimensione inferiore con questa tecnica di indagine) a circa $1300 \mu\text{m}$. Le dimensioni medie dei pori sono risultate essere di $407 \mu\text{m}$, $332 \mu\text{m}$ e $295 \mu\text{m}$ per le densità secche target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 rispettivamente: dunque, come atteso, si registra un decremento della dimensione media delle bolle d'aria al crescere della densità, in particolare all'incremento di densità da circa 400 kg/m^3 a circa 600 kg/m^3 è associata una diminuzione del diametro medio delle bolle d'aria dell'ordine del 18%, mentre il decremento corrispondente all'ulteriore incremento di densità secca fino a 800 kg/m^3 si attesta sull'11%.

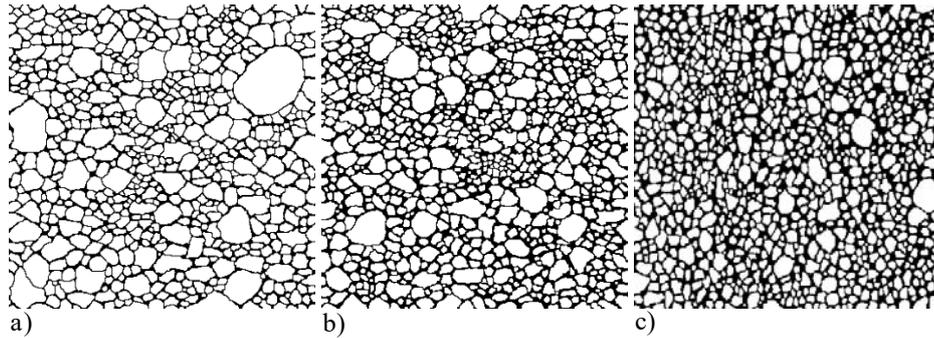


Figura 4.53 Immagini binarie di dimensioni $12 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ delle sezioni di mezzeria dei campioni cubici di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target pari a: 400 kg/m^3 a), 600 kg/m^3 b); 800 kg/m^3 c)

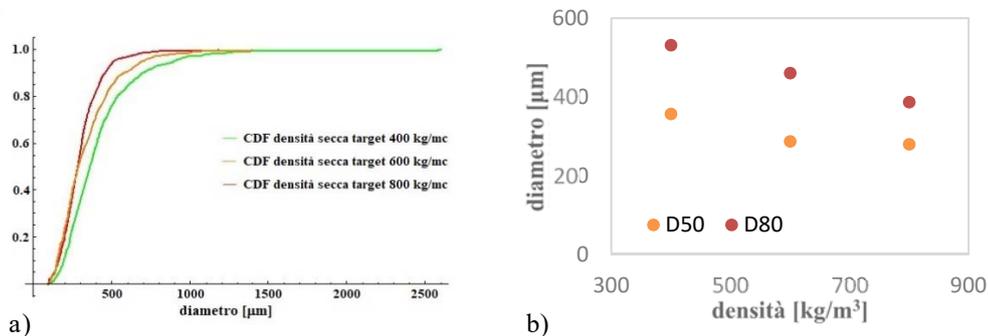


Figura 4.54 Curve di distribuzione di frequenza cumulata dei diametri a) e parametri D50 e D80 b) per calcestruzzi schiumati estrudibili a densità secca target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 e 800 kg/m^3

Dall'analisi della Figura 4.54 a) si evince, inoltre, che al crescere della densità la distribuzione dei vuoti diventa via via sempre più uniforme. Questo può essere messo in luce valutando i parametri denominati D50 e D80 per le tre diverse densità target, essendo D50 quel diametro che viene superato e minorato da uno stesso numero di bolle e il D80 quel diametro che è superato solo dal 20% delle bolle presenti nel campione, Figura 4.54 b). Oltre a quanto fatto già notare, e cioè che le dimensioni dei pori decrescono al crescere della massa volumica, da questa figura si

evinces come il trend di diminuzione della dimensione dei pori più grandi, D80, sia sensibilmente superiore rispetto al D50, segno appunto di una minore dispersione delle dimensioni delle bolle al crescere della densità. Quindi al crescere di quest'ultima è più evidente la tendenza all'uniformarsi delle dimensioni dei pori piuttosto che quella della riduzione delle loro dimensioni medie: nel primo caso, infatti, il trend mostra un andamento pressoché lineare nel range di densità investigato, mentre nel caso del D50 si registra una netta diminuzione del decremento oltre i 600 kg/m³.

Inoltre, l'analisi delle immagini effettuata mediante il software ImageJ ha permesso di evidenziare che, al crescere della densità dei campioni si registra anche una maggiore regolarità nella forma delle bolle d'aria che tendono sempre più a quelle di una sfera perfetta (in realtà l'analisi è bidimensionale per cui è più corretto parlare di cerchio ideale). Infatti, al crescere della massa volumica si associa un incremento del fattore di forma medio che assume i valori 0,825, 0,85 e 0,87 per densità secche target di 400 kg/m³, 600 kg/m³ e 800 kg/m³ rispettivamente. Tale parametro adimensionale, definito come $4\pi A/P^2$, essendo A l'area e P il perimetro di una determinata bolla d'aria, varia tra 0 e 1: quanto più è prossimo a 0 tanto più la forma della bolla è irregolare ed allungata, viceversa quanto più si avvicina ad 1 tanto più la bolla tende ad avere una forma circolare.

Infine, per quel che riguarda il raffronto tra le dimensioni delle bolle dei calcestruzzi schiumati estrudibili e quelle dei classici, le dimensioni ridotte dei pori che contraddistinguono la nuova tipologia di calcestruzzi schiumati può essere valutata quantitativamente prendendo in considerazione le evidenze sperimentali pubblicate in [47] relativamente però alla sola densità secca target di 800 kg/m³, poichè lo studio sperimentale ha qui riguardato un range di densità più elevato, compreso tra 800 kg/m³ e 1400 kg/m³. In particolare il D50 che caratterizza i calcestruzzi schiumati classici di densità circa pari ad 800 kg/m³ investigati in [47] si attesta nell'ordine dei 400 µm, contro i 295 µm che caratterizzano lo stesso parametro nel caso di calcestruzzi schiumati estrudibili a pari densità: dunque, ad 800 kg/m³ di massa volumica il D50 dei calcestruzzi schiumati si incrementa di circa il 35% nel caso di quelli classici. Ma questo trova ancor più conferma andando a confrontare le dimensioni delle bolle più grandi, riferendoci al D90 determinato in [47], questo parametro, che nel caso degli estrudibili si aggira intorno ai 460 µm (si noti che è maggiore di quello precedentemente discusso che infatti era il D80) in quelli classici, a pari densità di 800 kg/m³, si attesta nell'ordine dei 1100 µm con un incremento del 139%. Dunque si è dimostrato anche quantitativamente che i calcestruzzi schiumati estrudibili, per le ragioni discusse nel Paragrafo 4.4, non solo sono caratterizzati da bolle di dimensioni minori rispetto ai corrispondenti schiumati classici, ma anche da una maggiore uniformità ed omogeneità nella loro distribuzione all'interno della miscela.

4.8 Considerazioni conclusive al Capitolo 4

Alle conquiste già raggiunte nell'ambito dell'estrusione dei materiali cementizi alleggeriti, attività di ricerca di florido interesse come testimoniato dai brevetti internazionali depositati negli ultimissimi anni, si aggiungono quelle presentate in questo capitolo che hanno condotto al deposito di un brevetto internazionale. Le indagini effettuate sull'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile hanno messo in luce diversi aspetti che ne fanno un materiale con ottime potenzialità di impiego nel settore edilizio. Infatti, le numerose attività sperimentali

dettagliatamente descritte nel capitolo, relative sia allo studio delle proprietà meccaniche che fisiche che morfologiche, hanno messo in evidenza che alle migliori prestazioni di isolamento termico, a parità di massa volumica, sia rispetto ai calcestruzzi schiumati classici che ai gassosi, dovuti alla differente morfologia delle bolle d'aria, che risultano più uniformi, di dimensioni ridotte e più omogeneamente distribuite all'interno della pasta cementizia del materiale innovativo, si accompagnano buone proprietà meccaniche, superiori a quelle dei corrispondenti schiumati non estrudibili, che possono essere ancora migliorate grazie alla modifica della fase di miscelazione, per quanto concerne la resistenza a compressione, e l'impiego di fibre polimeriche disperse nella matrice e/o di griglie bi-direzionali in fibra di vetro, per quel che concerne la resistenza a trazione indiretta. Le macroscopiche differenze, evidenti anche da una semplice osservazione delle paste, che sussistono tra le proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati classici ed estrudibili allo stato fresco verranno analizzate da un punto di vista quantitativo nel prossimo capitolo.

5 LA REOLOGIA DEI CALCESTRUZZI SCHIUMATI

5.1 Introduzione

La lettura dei precedenti capitoli ha permesso di comprendere le proprietà dei calcestruzzi schiumati, mettendo in luce le sostanziali differenze che incorrono tra la versione classica e quella innovativa estrudibile in modo particolare dal punto di vista delle caratteristiche meccaniche, di isolamento termico e della morfologia delle bolle d'aria. Le proprietà reologiche delle due tipologie di calcestruzzi schiumati, che già dalla semplice osservazione visiva risultano essere sostanzialmente differenti, vengono investigate nel presente capitolo anche al variare della densità secca target e del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione.

Con il termine reologia si individua quella disciplina che studia lo scorrimento e la deformazione della materia, specialmente dei fluidi, sottoposta all'azione di forze esterne.

In particolare, dopo un breve richiamo sui concetti di base della reologia delle sospensioni concentrate, verranno presentati gli strumenti utilizzati per la valutazione delle proprietà reologiche nel settore dei conglomerati cementizi, a partire da quelli più semplici e di più comune utilizzo anche in cantiere fino a giungere alle metodologie più complesse ma, al contempo, più indicate a svolgere il compito di una quanto più reale investigazione scientifica dei parametri che governano il comportamento allo stato fresco di questi materiali.

Il prosieguo del capitolo è dedicato alla presentazione dei risultati ottenuti dall'attività di ricerca improntata allo studio del comportamento reologico delle paste cementizie alleggerite con schiuma sia nella versione classica che in quella innovativa estrudibile, espletato secondo due differenti determinazioni, la prima delle quali, ispirata alla classica prova dello slump test, ma opportunamente modificata come verrà descritto nel capitolo, rivolta alla valutazione della tenuta dimensionale del materiale nel green state, mentre la seconda, di più classica accezione, volta a determinare le proprietà reologiche delle miscele in termini di yield stress e viscosità con l'utilizzo di un reometro. Le evidenze sperimentali ottenute da ambo le tecniche di investigazione impiegate metteranno in evidenza, anche da un punto di vista quantitativo, le rilevanti differenze che incorrono tra le proprietà reologiche delle due tipologie di calcestruzzi schiumati.

5.2 Reologia di sospensioni concentrate

Si è già detto che con il termine sospensioni concentrate si indicano dei sistemi bifasici in cui solitamente una fase solida risulta finemente dispersa in un mezzo disperdente liquido [120]. Il comportamento reologico delle sospensioni concentrate è molto complesso e varia in base alla natura fisico-chimica delle fasi in gioco; in particolare, esso è funzione della forma e della distribuzione delle particelle, della eventuale presenza di cariche superficiali, della frazione volumetrica in solido e del tipo di flusso. Infatti, i fattori appena richiamati, determinano una gerarchia nelle possibili interazioni all'interno della sospensione concentrata, condizionando il comportamento reologico macroscopico del sistema stesso.

Come approfondito nei Capitoli 2 e 3 le interazioni possono essere di diversa natura: si va dai movimenti browniani alle forze di Van der Waals, dalle forze elettrostatiche a quelle steriche. In generale, nel caso in cui risultino trascurabili le interazioni colloidali sarà favorito il contatto diretto tra le particelle disperse quando vengono superate le forze viscoso del fluido disperdente ed in presenza di forze esterne sufficientemente elevate. Il contatto diretto tra le particelle è invece ostacolato dalle forze repulsive che diventano predominanti quando sul materiale viene applicata una sollecitazione di taglio in assenza di altre forze esterne: tale circostanza fa sì che tra due particelle sia sempre presente uno strato di fluido disperdente con la conseguenza di un contatto lubrificato tra le particelle stesse [120].

Nello specifico, le paste cementizie come malte e calcestruzzi possono essere efficacemente considerate delle sospensioni concentrate, essendo dei sistemi a più componenti dove gli aggregati nel caso generale, le bolle nel caso degli alleggeriti con schiuma studiati nella presente attività di ricerca, rappresentano la fase dispersa nel liquido viscoso disperdente, rappresentato dalla pasta di cemento; quest'ultima, a sua volta, può essere interpretata come una sospensione concentrata caratterizzata dalla distribuzione dei grani di cemento in una sospensione acquosa. Tale sistema, in una situazione di quiete si conforma come un network tridimensionale continuo di particelle (aggregati o bolle d'aria che siano) disperse nella pasta cementizia per cui, solo la rottura di questa struttura tridimensionale può consentire il flusso del sistema sospensione stesso. Esiste dunque un valore minimo di sollecitazione esterna in corrispondenza del quale il materiale mostra una transizione dal comportamento solido a quello liquido, riducendo il valore di viscosità al minimo: tale valore di sollecitazione è indicato con il termine yield stress o carico di snervamento.

5.2.1 Yield stress

L'yield stress rappresenta il valore minimo dello sforzo di taglio da applicare ad un sistema per indurre in quest'ultimo fenomeni di scorrimento del materiale [120]. Nel corso degli anni, con il susseguirsi della ricerca e delle sperimentazioni, sono state enunciate diverse definizioni di tale parametro a volte contrastanti tra loro al punto da metterne in dubbio l'effettiva esistenza fisica e promuovendo un acceso dibattito a tal proposito nel campo delle pubblicazioni scientifiche del settore [145], [146].

Una delle definizioni più generali è quella che descrive l'yield stress come quel valore dello sforzo di taglio in corrispondenza del quale si registra una variazione significativa della risposta del materiale. In base a ciò è possibile determinare due valori significativi dell'yield stress, illustrati graficamente in Figura 5.1 a), dove viene riportato il tipico andamento dello sforzo di taglio al variare del tempo di prova, in corrispondenza dei quali il materiale esibisce una variazione del proprio comportamento, più un terzo associato al raggiungimento di uno stato stazionario:

- yield stress di snervamento statico τ_A in corrispondenza del punto A, che sancisce il termine della fase di andamento lineare dello stress nel tempo, durante la quale si registra la deformazione elastica della struttura della sospensione senza il verificarsi del flusso macroscopico;
- yield stress di snervamento dinamico τ_B in corrispondenza del punto B, che suggella il termine del tratto viscoelastico in cui la crescita dello sforzo di taglio, che raggiunge il punto di massimo proprio in coincidenza di τ_B , non è più lineare; in questo secondo

- tratto il materiale è caratterizzato da un flusso viscoelastico durante il quale, avendo superato il limite elastico, si registra una parziale distruzione dei vincoli locali del network della struttura stessa fino all'inizio del flusso viscoso al superamento di τ_B ;
- superato l'yield stress di picco τ_B , che segna il collasso dei legami della struttura particellare con l'avvio, come detto, di un flusso viscoso, nella terza fase si registra una graduale riduzione della resistenza al taglio offerta dal materiale fino al raggiungimento di un valore di stato stazionario in corrispondenza del quale il materiale fluisce indefinitamente: a questo stato si potrebbe ancora associare un yield stress, detto di flusso completamente viscoso.

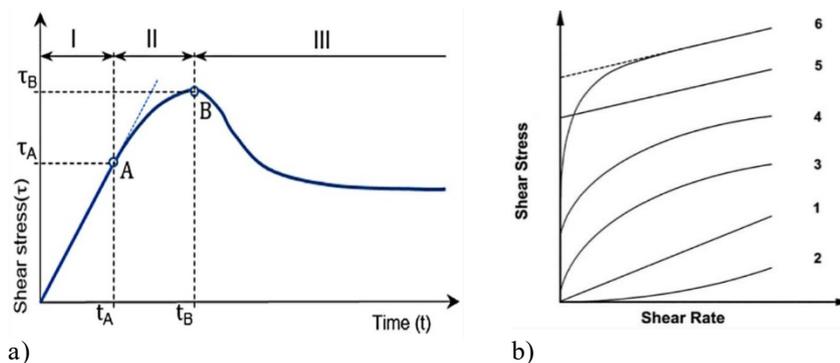


Figura 5.1 Andamento tipico dello sforzo di taglio al variare del tempo in cui vengono evidenziate la fase di crescita lineare (I), il tratto viscoelastico (II) e il raggiungimento di uno stato stazionario (III) a); andamenti tipici di curve di flusso relative a fluidi caratterizzati da un diverso comportamento reologico: 1 - fluido newtoniano; 2 - fluido dilatante con comportamento shear thickening; 3 e 4 - fluido pseudoplastico con comportamento shear thinning; 5 - fluido plastico ideale; 6 - fluido plastico non ideale

Alla luce di ciò, molti concordano nell'asserire che il "vero e proprio" valore da considerarsi come yield stress debba essere quello di snervamento dinamico τ_B [147] che permette di affermare che per valori dello sforzo di taglio inferiori a τ_B il materiale si comporta sostanzialmente come un solido, mentre per valori superiori a tale soglia esso inizia a fluire come un liquido; nel primo caso il comportamento del materiale è associato all'elasticità, nel secondo caso alla viscosità: questo conduce proprio all'ulteriore definizione dell'yield stress secondo cui esso rappresenta il valore dello sforzo di taglio in corrispondenza del quale si ha la transizione dal comportamento elastico tipico dei solidi a quello viscoso proprio dei liquidi.

5.2.2 Viscosità

La viscosità delle sospensioni concentrate è evidentemente funzione dei parametri già precedentemente richiamati: frazione volumetrica di solido, dimensione e distribuzione delle dimensioni delle particelle (o delle bolle d'aria) e viscosità della fase fluida disperdente. In questi sistemi le fasi dispersa e disperdente interagiscono tra loro per cui anche i valori delle rispettive viscosità si combineranno determinando una viscosità complessiva definita apparente. In particolare, quando ad un liquido con proprietà newtoniane si aggiunge una fase dispersa, la

miscela risultante esibisce un comportamento non-newtoniano generalmente a partire da una concentrazione volumetrica in solido della fase dispersa pari al 40%.

Un fluido newtoniano, curva 1 in Figura 5.1 b), può essere immaginato come un insieme infinito di piani molecolari paralleli; sottoponendo tale sistema ad un'azione tangenziale, si assisterà allo scorrimento di uno strato rispetto all'altro, con contestuale trasferimento di parte di questo movimento allo strato sottostante stesso che, a sua volta, sebbene in modo meno marcato traslerà rispetto a quello sottostante e così via in modo da avere uno spostamento relativo sempre decrescente. Questo effetto dissipante è chiamato viscosità η che rappresenta appunto una frizione interna al materiale che si oppone allo scorrimento. Tale parametro, in condizione di flusso laminare, è determinabile attraverso il rapporto tra la tensione di taglio, ossia lo shear stress τ e il gradiente di taglio applicato, ossia lo shear rate D , come da relazione 5.1:

$$\eta = \sigma/D \text{ [Pa} \cdot \text{s]} \quad (5.1)$$

La viscosità così definita è nota come viscosità dinamica; in sostanza l'equazione che governa il comportamento di un fluido newtoniano è quella di una retta passante per l'origine del sistema di assi shear rate – shear stress con coefficiente angolare proprio pari a η ; quest'ultima, nel caso dei fluidi newtoniani, risulta essere un parametro indipendente da shear rate e shear stress, mantenendosi costante al variare della velocità di taglio. Laddove il comportamento dei fluidi è tale da non poter essere descritto da una legge di questo tipo si parlerà di fluidi non-newtoniani, che possono essere caratterizzati da diversi comportamenti caratteristici, in base ai quali si distinguono i fluidi pseudoplastici, i fluidi dilatanti, i fluidi plastici.

Nei fluidi pseudoplastici lo shear rate cresce in modo più rapido dello shear stress, con una diminuzione della viscosità al crescere della velocità di taglio: questo comportamento viene indicato con il termine anglosassone shear thinning, curva 3 in Figura 5.1 b). Esistono anche dei fluidi pseudoplastici con comportamento shear thinning ma con risposta di snervamento, curva 4 in Figura 5.1 b): in questo caso per valori bassi dello sforzo di taglio la sospensione concentrata tende a mantenere inalterata la propria struttura particellare, ma per valori più alti dello sforzo il reticolo si disgrega permettendo la disposizione delle particelle lungo la direzione dello sforzo applicato con il conseguente fluire del materiale stesso e la diminuzione della viscosità al crescere della velocità di taglio.

Nel caso di fluidi dilatanti, curva 2 in Figura 5.1 b), è lo shear stress ad aumentare più rapidamente dello shear rate, in maniera esattamente opposta a quanto precedentemente descritto; tale comportamento è indicato con il termine inglese shear thickening. In questo caso il valore di viscosità più basso si registra in associazione con bassi valori di shear rate, mentre all'aumentare di quest'ultimo fino al raggiungimento del cosiddetto shear rate critico, le particelle del sistema tendono ad agglomerarsi in grappoli, opponendosi al flusso del materiale con il conseguente aumento della viscosità.

I fluidi plastici, che generalmente hanno una predisposizione al comportamento pseudoplastico, descritti dalla curva 5 (caso ideale) e dalla curva 6 (caso non ideale) di Figura 5.1 b), come detto, per fluire necessitano che lo sforzo di taglio raggiunga il cosiddetto yield stress di snervamento dinamico superato il quale la cosiddetta viscosità plastica si mantiene costante. Il valore ottenuto dalla proiezione sull'asse delle ordinate della regione pressoché lineare della curva relativa alle più elevate velocità di taglio rappresenta proprio l'yield stress.

5.2.3 Equazioni costitutive

Sono diversi i modelli reologici empirici presenti nella letteratura scientifica di settore utili a relazionare il comportamento reologico di materiali viscoplastici come i conglomerati cementizi in termini di shear stress – shear rate. L'elevata varietà di queste miscele fa sì che, ad oggi, non siano state determinate delle equazioni costitutive che abbiano una validità tale da abbracciare l'intera classe dei conglomerati cementizi, il cui comportamento reologico, fortemente influenzato dal mix design (tipo e quantità di cemento e di aggregati, rapporto a/c , aggiunte minerali, additivi, ecc.), è di complicata investigazione per via della possibilità dell'innescarsi di fenomeni di strutturazione e destrutturazione che possono interessare il materiale stesso durante l'esecuzione dei test [120].

In generale, una volta superato il valore dell'yield stress di snervamento dinamico, indicato d'ora in poi semplicemente yield stress, così da innescare il flusso, il comportamento reologico di questa tipologia di materiali può essere descritto con buona approssimazione attraverso diversi modelli presenti in letteratura, prediligendo quello che meglio si avvicina alla distribuzione sperimentale della curva di flusso sul piano shear rate – shear stress sperimentalmente determinata per la pasta in questione. In Figura 5.2 vengono illustrati i modelli più comunemente impiegati per la descrizione del comportamento reologico delle paste cementizie: Bingham, Herschel – Bulkley, Casson e plastico perfetto.

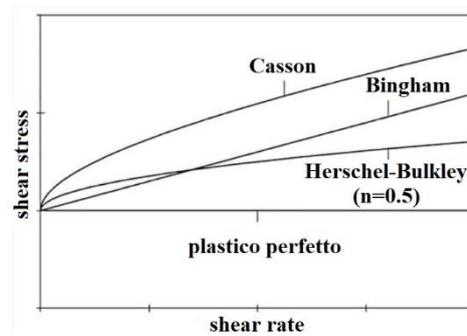


Figura 5.2 Modelli matematici tipicamente impiegati per descrivere il comportamento reologico di conglomerati cementizi [120]

Il modello di Bingham, uno dei più semplici e, al contempo, più impiegati, per la caratterizzazione reologica delle paste cementizie, assume che la tensione di taglio τ [Pa] sia linearmente proporzionale alla velocità di taglio $\dot{\gamma}$ [s^{-1}], dopo il superamento della tensione di snervamento (yield stress) di Bingham τ_0 [Pa]. Il comportamento del flusso di un materiale secondo il modello di Bingham è descritto dalle relazioni 5.2, 5.3 e 5.4:

$$\tau = G \cdot \dot{\gamma} \quad (5.2)$$

$$\tau = \tau_0 + \eta_{pl} \cdot \dot{\gamma} \quad (5.3)$$

$$\tau = \tau_0 + \eta_{pl} \cdot \dot{\gamma} + c\dot{\gamma}^2 \quad (5.4)$$

essendo G [Pa] il modulo di taglio, η_{pl} [Pa · s] la viscosità plastica e c un coefficiente.

La relazione 5.2 vale nel caso di $\tau < \tau_0$, le 5.3 (modello di Bingham ideale) e 5.4 (modello di Bingham non ideale) valgono nel caso di $\tau > \tau_0$. Se il valore dell'yield stress τ_0 risulta essere

identicamente nullo, la relazione 5.3 si riduce all'equazione costitutiva che caratterizza i fluidi newtoniani.

Il modello di Herschel – Bulkley, attraverso una legge di potenza è in grado di interpretare bene il comportamento reologico di una più ampia sfera di materiali rispetto al modello più semplice di Bingham. Le espressioni analitiche del modello di Herschel – Bulkley sono riportate nelle relazioni 5.5 e 5.6:

$$\dot{\gamma} = 0 \text{ [s}^{-1}\text{]} \quad (5.5)$$

$$\tau = \tau_0 + \eta \cdot \dot{\gamma}^n \text{ [Pa]} \quad (5.6)$$

essendo τ [Pa] lo sforzo di taglio, τ_0 [Pa] il valore di yield stress, ossia il valore dello sforzo di taglio in corrispondenza del quale avviene lo scorrimento del materiale, η [Pa · s] la viscosità plastica, $\dot{\gamma}$ [s⁻¹] la velocità di taglio ed n un coefficiente chiamato indice reologico. La relazione 5.5 vale nel caso in cui $\tau < \tau_0$, mentre la 5.6 nel caso di $\tau > \tau_0$; inoltre, se $\tau_0 = 0$ ed $n = 1$ si ricade nel caso di fluido newtoniano, se $\tau_0 \neq 0$ ed $n = 1$ si rientra nel caso di fluido di Bingham, infine, se $\tau_0 \neq 0$ ed $n > 1$ si è nel caso del cosiddetto fluido dilatante con la presenza del fenomeno indicato con il termine shear thickening, tanto più pronunciato quanto maggiore è il valore dell'indice reologico n .

Il modello di Casson, meno utilizzato rispetto ai due precedentemente illustrati, è rappresentato da un legame non lineare tra τ e $\dot{\gamma}$, illustrato nella relazione 5.7:

$$\sqrt{\tau} = \sqrt{\tau_0} + \sqrt{\eta_\infty \cdot \dot{\gamma}^n} \text{ [Pa]} \quad (5.7)$$

essendo η_∞ la viscosità registrata in corrispondenza di valori elevati di shear rate.

Un ultimo modello degno di menzione è il cosiddetto modello plastico perfetto in cui, come risulta dalla relazione 5.8, lo sforzo di taglio (shear stress) è indipendente dalla velocità di taglio (shear rate): ciò è indice del comportamento reologico che caratterizza materiali incapaci di esibire una deformazione elastica.

$$\tau = \tau_0 \text{ [Pa} \cdot \text{s]} \quad (5.8)$$

5.3 Strumenti per lo studio reologico di malte cementizie

L'obiettivo generale che si intende perseguire quando si effettua la caratterizzazione del comportamento reologico di paste cementizie è certamente la ricerca di un parametro di chiara legittimità scientifica, che possa correlarsi ad una proprietà fondamentale dei conglomerati cementizi allo stato fresco: la lavorabilità. Quest'ultima è correlata non solo ad una maggiore semplicità di lavorazione della pasta durante le fasi di miscelazione, ma anche durante quelle relative al pompaggio e alla colatura nei casseri, e rappresenta un requisito di estrema importanza laddove si avesse a che fare con strutture fortemente armate. Tuttavia la lavorabilità non può essere intesa come un concetto assoluto in cui racchiudere tutte le caratteristiche di una miscela cementizia allo stato fresco: infatti, se da un lato risulta semplice l'associazione di idee lavorabilità – facilità di fluire negli interstizi, dall'altro non è affatto detto che un sistema cementizio dotato di un'elevata green strength, ossia di una significativa capacità di mantenere la stabilità dimensionale allo stato fresco che, intuitivamente è una nozione assai associabile ad una pasta molto compatta, sia effettivamente poco lavorabile. Nel caso dei calcestruzzi schiumati estraibili, infatti, nonostante l'elevata coesione e consistenza della pasta dotata di una green strength tale da permetterle di mantenere la forma dopo il passaggio attraverso una matrice di estrusione, come risulterà chiaro dalla lettura della parte sperimentale del presente capitolo, la presenza delle bolle

d'aria inglobate, abbassandone notevolmente la densità, fa sì che la miscela nel complesso possieda anche un'ottima lavorabilità. In definitiva, contrariamente a quanto accade nel caso dei calcestruzzi tradizionali, potrebbe accadere che una pasta di calcestruzzo schiumato caratterizzata da uno slump nullo ottenuto tramite l'esecuzione della prova di abbassamento al cono di Abrams, condizione notoriamente associata a sistemi cementizi poco lavorabili, sia invece dotata di un'elevata lavorabilità.

Fatta questa dovuta premessa, nel prosieguo del paragrafo vengono passati in rassegna anzitutto, in maniera molto rapida, le prove comunemente impiegate per la valutazione delle proprietà allo stato fresco dei conglomerati cementizi, per poi soffermarsi in modo più meticoloso su strumenti più sofisticati che permettono uno studio certamente più accurato e scientifico delle proprietà reologiche delle miscele cementizie. Vengono infine presentate le modalità investigative impiegate per la caratterizzazione reologica delle paste cementizie alleggerite con schiuma oggetto della presente attività di ricerca.

5.3.1 I test comunemente impiegati per la valutazione della lavorabilità

La lavorabilità è la caratteristica che indica la capacità del calcestruzzo fresco a muoversi e a compattarsi. La mobilità è importante per facilitare il trasporto, il getto e l'avvolgimento delle barre di armatura, mentre la compattabilità è importante per agevolare, grazie all'effetto della vibrazione, la fuoriuscita dell'aria intrappolata dal calcestruzzo fresco ed assicurare, nel caso dei conglomerati cementizi tradizionali, la massima densità possibile del materiale indurito e il massimo contatto superficiale tra le barre e il calcestruzzo [24]. Le prove comunemente impiegate per la caratterizzazione della lavorabilità del calcestruzzo fresco sono: l'abbassamento al cono di Abrams, in ottemperanza alla norma UNI EN 12350-2, la valutazione del tempo Vébé, secondo la norma UNI EN 12350-3, la determinazione dell'indice di compattabilità, norma UNI EN 12350-4, il test con la tavola a scosse, norma UNI EN 12350-5.

La prova di abbassamento al cono di Abrams, nota anche come slump test, è la prova più utilizzata per la determinazione della lavorabilità della paste cementizie in cantiere vista la sua semplicità. Il test consiste nel riempimento di uno stampo tronco-conico in lamiera pesante perfettamente liscio all'interno e di dimensioni standardizzate con il materiale da testare in tre strati successivi e di uguale spessore, costipando ogni strato mediante un opportuno tondino di ferro, anch'esso di dimensioni standardizzate; ultimato il riempimento e livellata la superficie, il cono viene sollevato lentamente prestando attenzione che venga mantenuta la direzione verticale durante il sollevamento, e viene misurato l'abbassamento che subisce la forma tronco-conica in conglomerato cementizio per effetto del peso proprio. La lettura dello slump, effettuata in riferimento all'altezza dello stampo, rappresenta il parametro di valutazione della lavorabilità e della consistenza del calcestruzzo, permettendone di individuare l'appartenenza ad una delle seguenti cinque diverse classi di consistenza: S1 (calcestruzzo umido) per uno slump da 10 a 40 mm, S2 (calcestruzzo plastico) per uno slump da 50 a 90 mm, S3 (calcestruzzo semifluido) per uno slump da 100 a 150 mm, S4 (calcestruzzo fluido) per uno slump da 160 a 200 e S5 (calcestruzzo superfluido) per uno slump superiore a 210 mm. La modalità di cedimento della forma tronco-conica, inoltre, permette di individuare tre principali comportamenti: uniforme e regolare, senza alcuna rottura nella massa, asimmetrico a taglio, indice di una mancanza di

coesione e sintomatico di possibili problemi di segregazione nella miscela, abbassamento generalizzato o collasso totale, tipico di miscele magre o di calcestruzzi autocompattanti.

La prova per la valutazione dell'indice di compattabilità è ideale per i calcestruzzi con consistenza fino alla semifluida, con aggregati di dimensione massima pari a 63 mm [148]. Viene effettuata riempiendo un recipiente di dimensioni standardizzate e a tenuta d'acqua con il materiale da testare, la cui superficie, colmato il contenitore, deve essere rasata evitando di imprimere sforzi di compressione. Lo strumento con il materiale all'interno viene così sottoposto a vibrazione o mediante ago vibrante o su tavolo vibrante così da favorire l'assestamento del materiale s che viene in seguito valutato come media di quattro misure. Noto s è possibile determinare anche l'indice di compattabilità $C = 40/(40 - s)$ essendo 40 cm l'altezza iniziale del campione. Qualora tale indice di compattabilità risultasse inferiore a 1,04 o superiore a 1,46 la consistenza del calcestruzzo in esame deve essere determinata con un test diverso dalla prova di compattabilità; viceversa, un valore di C compreso tra 1,04 e 1,10 è indice di un calcestruzzo fluido, tra 1,11 e 1,25 di un calcestruzzo plastico e tra 1,26 e 1,45 di un calcestruzzo asciutto.

La prova di spandimento alla tavola a scosse non è applicabile al caso dei calcestruzzi cellulari e per quelli ordinari confezionati con aggregati di dimensione massima maggiore di 63 mm [149], e permette di valutare, più che la consistenza, la mobilità della pasta cementizia e la sua tendenza alla segregazione. La prova consta di uno stampo tronco-conico di dimensioni standardizzate appoggiato su di un piano d'acciaio, anch'esso standardizzato, poggiato su una pedana e da questa sollevabile per mezzo di un'apposita maniglia fino al raggiungimento dei fermi superiori con caratteristiche tali da essere indeformabili anche in presenza di umidità. Lo stampo tronco-conico, centrato sul sistema descritto, viene riempito con il calcestruzzo da testare e, a rasatura della superficie superiore avvenuta, viene sollevato così da poter procedere con l'esecuzione della prova generando le scosse facendo scorrere fino a fine corsa, all'incirca 40 mm, la tavola superiore per 15 volte ad intervalli di 2 ÷ 5 secondi; al termine della prova viene valutato lo spandimento della forma di calcestruzzo come media di due determinazioni effettuate nelle direzioni parallele ai bordi della tavola. La prova consente di determinare la classe di consistenza del calcestruzzo, potendo essa ricadere in una delle seguenti sei categorie: RB1 nel caso di spandimento minore di 340 mm, RB2 nel caso esso sia compreso tra 350 mm e 410 mm, RB3, tra 420 mm e 480 mm, RB4 tra 490 mm e 550 mm, RB5 tra 560 mm e 620 mm e, infine, RB6 se lo spandimento risulta maggiore di 630 mm.

La prova Vébé è indicata nel caso di calcestruzzi di bassa lavorabilità, caratterizzati da slump inferiori a 5 cm e confezionati con aggregato di dimensione massima pari a 63 mm [150]. Lo strumento utilizzato per l'esecuzione di tale prova è denominato consistometro Vébé ed è costituito da uno stampo tronco-conico di metallo da riempire con il calcestruzzo da testare e posizionato all'interno di un contenitore cilindrico anch'esso in metallo, da un braccio rotante con all'estremità un disco di plastica trasparente di dimensioni standardizzate da posare sulla superficie del calcestruzzo dopo lo sfilamento dello stampo e da un tavolo vibrante con frequenza standardizzata. La vibrazione indotta dal tavolo fa assestare la forma tronco-conica di conglomerato cementizio e il disco di plastica trasparente, attaccato ad un'asta graduata, su di esso appoggiato. La prova termina nel momento in cui il disco di plastica aderisce perfettamente alla superficie del calcestruzzo; il grado di consistenza viene quindi valutato come il tempo necessario,

in secondi, per il raggiungimento della completa aderenza tra il disco e la pasta sottostante. Affinché la determinazione possa essere considerata soddisfacente il tempo di durata della prova deve essere compreso tra 5 e 30 secondi, potendosi così definire 5 diverse classi di consistenza: V0 caratterizzata da un tempo Vébé maggiore di 31 secondi, V1 tra 21 e 30 secondi, V2 tra 11 e 20 secondi, V3 tra 6 e 10 secondi, V4 tra 3 e 5 secondi.

5.3.2 Strumenti per uno studio accurato della reologia di paste cementizie

I metodi molto semplici brevemente presentati nel Paragrafo 5.3.1 comunemente impiegati per la valutazione della lavorabilità dei conglomerati cementizi danno luogo a delle valutazioni più che altro qualitative delle proprietà reologiche di queste miscele che, se da un lato risultano utili per quelle che sono le più pratiche esigenze di cantiere, spesso non si dimostrano capaci di descriverne compiutamente il complesso comportamento reologico e, in taluni casi, come quello dei calcestruzzi schiumati ultra-leggeri e, ancor più, quello degli estrudibili, non si rivelano addirittura in grado di fornire valutazioni anche solo qualitative sulla reologia di questi materiali. Come è risultato dalla lettura dei precedenti paragrafi, le paste di cemento possono essere considerate delle particolari sospensioni concentrate la cui caratterizzazione reologica è però complicata dal fatto che le sue proprietà si modificano enormemente con il trascorrere del tempo. Lo studio sempre più rigoroso delle proprietà reologiche delle miscele cementizie, in un'epoca segnata dall'avvento di svariate tipologie di innovativi calcestruzzi speciali, alcuni dei quali con l'obiettivo di essere applicati direttamente in situ con l'innovativa tecnica della stampa 3D, rappresenta uno tra i più attivi campi di ricerca nel settore dei calcestruzzi.

In questa prospettiva si dirigono gli studi delle proprietà reologiche delle paste cementizie attraverso l'utilizzo dei reometri rotazionali. Questa metodologia di prova ha ormai preso piede nel settore, tanto da essere riportata all'interno di un rapporto dell'American Concrete Institute riguardante le metodologie di prova per la caratterizzazione reologica delle miscele cementizie [151]. Il reometro, o viscosimetro, è uno strumento in grado di applicare una forza idonea ad innescare un flusso laminare in un certo materiale e, a seconda del principio di funzionamento, se ne possono distinguere diverse tipologie: rotazionali, capillari e ad orifizi, a sfera cadente. Nei primi il materiale viene "tagliato" tra due superfici, di cui una è in rotazione e, nel corso della prova, vengono misurati la velocità di rotazione e la coppia torcente. Nei secondi il fluido viene fatto scorrere all'interno di un tubo tramite una differenza di pressione applicata: il tempo di efflusso di un volume noto del materiale testato permette di risalire alla sua viscosità. Evidentemente questa tipologia viene comunemente impiegata per determinare le proprietà reologiche di sistemi liquidi come, ad esempio, le schiume e mal si presta ad essere utilizzata nel campo delle miscele cementizie. Infine, nei viscosimetri a sfera cadente, anch'essi non usualmente impiegati nel campo delle paste cementizie, le proprietà reologiche vengono valutate dalla misura della resistenza del materiale da testare all'attraversamento di un sistema con caratteristiche note; si distinguono i viscosimetri a bolla, in cui si misura la resistenza all'attraversamento di un liquido in un solido, o anche di un gas in un liquido, dai viscosimetri a galleggiante, in cui si misura la resistenza all'attraversamento di un solido in un fluido viscoso.

La tipologia di reometri più utilizzata nel settore dei calcestruzzi è dunque quella dei reometri rotazionali in cui è possibile controllare la tensione applicata alla pasta imponendo una coppia

torcente ed andando a misurare la velocità di rotazione, oppure, viceversa, imporre quest'ultima e misurare la coppia torcente che viene via via applicata. In corrispondenza di geometrie semplici la velocità di rotazione può essere convertita in velocità di taglio, mentre la coppia in sforzo di taglio. La difficoltà più grande nell'utilizzo di tale strumento nel settore dei calcestruzzi sta nel fatto che esso debba adattarsi a dimensioni degli aggregati che possono in alcuni casi avere delle escursioni molto elevate. Questa rappresenta proprio la problematica principale, se si pensa anche che i classici reometri impiegati nel campo dei polimeri o degli oli sono caratterizzati da interstizi di pochi millimetri tra i piani di taglio. Tale divario, affinché si riesca ad avere una misura attendibile del dato, deve essere almeno cinque maggiore della massima dimensione degli aggregati utilizzati nella miscela cementizia. Nonostante negli ultimi venti anni siano state sviluppate diverse configurazioni e geometrie di reometri rotazionali per lo studio delle paste cementizie, nessuna di esse è stata standardizzata visto l'enorme campo di variabilità entro cui possono ritrovarsi le caratteristiche, in termini di mix design, delle miscele stesse. In generale è però possibile raggruppare le soluzioni presenti nella letteratura specifica in tre categorie principali: reometri rotazionali a piastre parallele (una variante sono quelli a piatto-cono), a cilindri coassiali, detti anche a Couette, e a palette.

Il reometro a piastre parallele, Figura 5.3 a), è costituito da due dischi paralleli, uno fisso e l'altro mobile su cui viene applicata una coppia torcente. Definita con $A = \pi \cdot R^2$ l'area del piatto rotante e con $F = M/R$ la forza impressa per generare il momento torcente M , essendo R il raggio del piatto rotante, è possibile determinare il valore della sollecitazione di taglio attraverso la relazione 5.9:

$$\tau = 2M/(\pi \cdot r^3) [Pa] \quad (5.9)$$

Nel sistema a piatti paralleli, essendo $v = \omega \cdot r$ la velocità circonferenziale, con la velocità angolare $\omega = 2 \cdot \pi \cdot n/60 [rad/s]$ in cui n rappresenta il numero di giri al minuto, lo shear rate, ossia la velocità di deformazione, γ si determina attraverso la relazione 5.10:

$$\gamma = v/D [s^{-1}] \quad (5.10)$$

essendo D la distanza tra i piatti; dunque sia τ che γ , dipendendo dal raggio, variano per ogni punto che si trovi ad un raggio diverso e, in particolare, γ sarà massimo quando $r = R$, circostanza cui si riferisce la misurazione dello strumento; evidentemente la funzione $\gamma(r)$ aumenta linearmente al crescere del raggio a partire dal centro del piatto. Infine, la viscosità η può essere valutata attraverso la relazione 5.11, in cui si è posto $r = R$:

$$\eta = \tau/\gamma = (2M/\pi \cdot R^3)/(D/\omega \cdot R) = (2M \cdot D)/(\pi \cdot R^4 \cdot \omega) \quad (5.11)$$

Lo spazio tra i piatti risulta normalmente inferiore ad 1 mm, ragion per cui tale dispositivo non risulta utile, tranne casi particolari, per lo studio della reologia di malte e calcestruzzi. Al fine di ottenere dati attendibili dei parametri misurati, la distanza tra le piastre dovrebbe essere maggiore di 5 ÷ 10 volte la dimensione massima delle particelle costituenti il conglomerato cementizio. Se ne può evincere che, nel caso di presenza di aggregati, la relativamente notevole distanza tra i due piatti sarebbe tale da permettere l'uscita del materiale che, per rimanere confinato nell'interstizio tra i due piatti necessiterebbe di un sistema di tenuta laterale, ossia di un contenitore cilindrico; ciò comporterebbe una resistenza aggiuntiva del materiale allo scorrimento determinata proprio dall'aderenza sulla superficie laterale tra il materiale e il contenitore stesso di cui dovrebbe essere evidentemente tenuto conto. Questa soluzione è quella adottata dal BTRheom, un reometro a

piastre parallele per lo studio della reologia dei conglomerati cementizi presente sul mercato, i cui risultati sono stati validati dalle investigazioni sperimentali condotte in [152].

Nel reometro a cilindri coassiali, Figura 5.3 b), gli elementi che caratterizzano lo strumento sono il contenitore cilindrico esterno (solitamente fisso) e il bob, essendo quest'ultimo un cilindro più piccolo vincolato ad un'asta che ruota con velocità angolare ω . Sebbene quella precedentemente descritta sia la soluzione più comune, in realtà esistono in commercio anche sistemi inversi in cui a ruotare è il cilindro esterno. In entrambi i casi l'azione rotante di un cilindro rispetto all'altro induce uno sforzo di taglio al materiale presente nell'intercapedine tra i due. Nota la coppia torcente M e la velocità angolare ω sul cilindro interno, è possibile determinare la viscosità η mediante la relazione 5.12:

$$\eta = (M / (4\pi \cdot \omega \cdot h)) \cdot (1/R_i^2 - 1/R_e^2) = (k \cdot M) / \omega \quad (5.12)$$

essendo h l'altezza immersa del bob (cilindro interno), R_i ed R_e il raggio del cilindro interno ed esterno rispettivamente, e k una costante che dunque dipende dalle caratteristiche dello strumento. Inoltre, è possibile determinare la velocità di taglio o di deformazione (shear rate) γ e lo sforzo di taglio (shear stress) attraverso le relazioni 5.13 e 5.14, in cui r rappresenta il raggio generico:

$$\gamma = [(2\omega / (r^2)) \cdot (R_i^2 \cdot R_e^2)] / (R_e^2 - R_i^2) \quad (5.13)$$

$$\tau = M / (2\pi \cdot r^2 \cdot h) \quad (5.14)$$

Poiché i due parametri vanno calcolati in corrispondenza del diametro del bob, ossia per $r = R_i$, le relazioni precedenti possono essere particolarizzate nelle 5.15 e 5.16:

$$\gamma = (2 \cdot \omega \cdot R_e^2) / (R_e^2 - R_i^2) \quad (5.15)$$

$$\tau = M / (2\pi \cdot R_i^2 \cdot h) \quad (5.16)$$

Noti quindi γ e τ è possibile valutare la viscosità η attraverso la solita relazione 5.11 valida nel caso di fluidi a comportamento newtoniano.

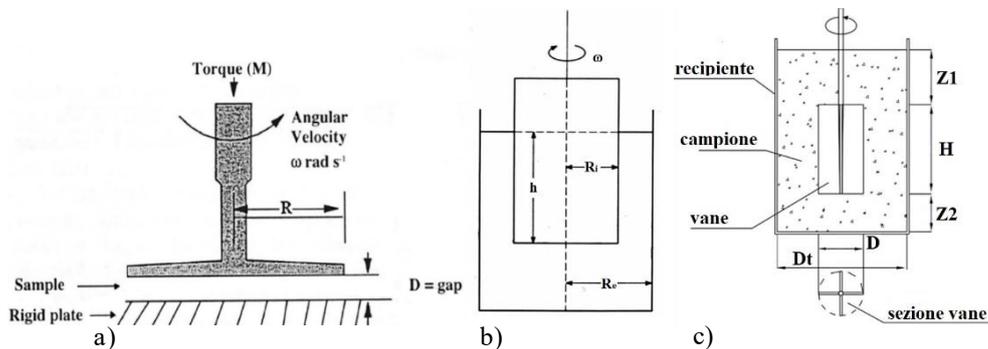


Figura 5.3 Reometro a piatti paralleli a); reometro a cilindri coassiali b); reometro a palette o vane test c)

Un reometro presente in commercio che basa la sua tecnologia su quanto descritto è il BML disponibile con contenitori cilindrici e bob di vari diametri, così da scegliere il migliore accoppiamento in funzione delle dimensioni massime delle particelle della pasta cementizia sottoposta a prova. Onde evitare i possibili fenomeni di slittamento della miscela sia in corrispondenza della superficie laterale del bob interno che del cilindro esterno, il primo è dotato di una serie di lame verticali mentre il secondo è contraddistinto dalla presenza di nervature anch'esse verticali; inoltre, al fine di effettuare la misura dei parametri reologici laddove la distribuzione delle velocità di taglio è, con ottima approssimazione, uniforme, le lame del bob

sono segmentate in tre parti e la valutazione dei parametri è effettuata impiegando solo le letture ottenute nella zona centrale.

In definitiva, con i reometri rotazionali si misura la resistenza che oppone il materiale testato ad una velocità di taglio applicata. Purtroppo, non essendoci una prova standardizzata da effettuarsi con uno strumento anch'esso standardizzato, il confronto dei risultati ottenuti con reometri diversi, contraddistinti da geometrie e caratteristiche di misura evidentemente differenti è molto complesso e spesso non fattibile in termini di puro dato quantitativo, ma semplicemente come trend qualitativo degli andamenti delle grandezze investigate al variare di altri parametri. Un settore di questo campo di ricerca ad oggi molto attivo è proprio quello relativo a controlli dei parametri reologici di un medesimo materiale effettuati mediante reometri diversi così da determinare le relazioni che intercorrono tra le diverse configurazioni utilizzate.

L'ultima configurazione, quella del reometro a palette o, più comunemente vane test, Figura 5.3 c), viene da sempre impiegata nel campo della meccanica delle terre per la determinazione della resistenza al taglio di terreni coesivi in condizioni non drenate. Negli ultimi anni questa tecnica, ovviamente in una versione scalata di dimensioni, ha visto una sempre maggiore diffusione ed applicazione nel campo dello studio delle caratteristiche reologiche di polimeri, sospensioni concentrate e conglomerati cementizi. Relativamente a questi ultimi, gli andamenti dei parametri reologici determinati con il vane test sono qualitativamente analoghi a quelli determinati sui medesimi materiali attraverso prove effettuate con i reometri a cilindri coassiali. La filosofia di prova è infatti esattamente analoga, con la sostituzione del bob con una paletta di opportune dimensioni. Lo strumento fornisce le letture della velocità di deformazione e della coppia torcente applicata M ; quest'ultima, come da relazione 5.17, può essere considerata come la somma algebrica di quella M_s esercitata lungo la superficie laterale del cilindro di materiale che si viene a formare una volta innescato il flusso e quella M_e distribuita lungo le aree superficiali superiori ed inferiori della paletta [153]:

$$M = M_s + 2M_e \quad (5.17)$$

Dunque la coppia M può essere valutata attraverso la relazione 5.18:

$$M = \left(\pi \cdot D^2 \cdot \frac{H}{2}\right) \cdot \tau_s + 2 \cdot 2\pi \int_0^{\frac{D}{2}} r^2 \cdot \tau_e dr \quad (5.18)$$

essendo D il diametro e H l'altezza (coincidente con la lunghezza delle palette) del cilindro ideale generato dal movimento delle palette stesse, τ_s lo sforzo di taglio sulla superficie laterale, τ_e quello sulle superfici esterne superiore ed inferiore ed r il raggio generico. Per determinare, a partire dalla relazione 5.18, la tensione di snervamento massima, bisognerebbe conoscere sia la geometria dell'area di snervamento che l'andamento della distribuzione dello sforzo di taglio su tale superficie. Il problema viene risolto con l'approssimazione che la rottura del materiale avvenga lungo la superficie cilindrica descritta dalle palette e che vi sia una distribuzione uniforme degli sforzi di taglio di modo tale che si possano considerare $\tau_s = \tau_e = \tau_0$ essendo τ_0 la tensione di snervamento, ossia l'yield stress, in corrispondenza del quale si registra la massima coppia torcente M_{max} applicata al campione. Con queste assunzioni è possibile ottenere l'espressione di M_{max} riportata nella relazione 5.19:

$$M_{max} = \frac{\pi}{2} \cdot D^3 \cdot \tau_0 \cdot \left(\frac{H}{D} + \frac{1}{3}\right) \quad (5.19)$$

Evidentemente, se la superficie di rottura si localizzasse in una qualsiasi regione non coincidente con l'interfaccia della paletta non sarebbe possibile ricavare la tensione di snervamento sfruttando la relazione 5.19.

Risulta inoltre fondamentale, ai fini dell'attendibilità del risultato, che la dimensione più piccola della sonda risulti almeno 20 volte più grande della dimensione massima delle particelle costituenti la miscela cementizia, in linea con le raccomandazioni relative all'utilizzo di tale metodologia nel campo della meccanica delle terre. Relativamente alle dimensioni delle palette della sonda e del contenitore cilindrico esterno, in [154] gli autori forniscono delle raccomandazioni, riportate nella relazione 5.20, riguardo i rapporti in cui entrano in gioco il diametro del contenitore D_t , il diametro D del cilindro ideale generato dal movimento delle palette e le distanze Z_1 e Z_2 dell'estremità inferiore delle palette dal fondo del recipiente cilindrico e dell'estremità superiore delle palette stesse dalla superficie superiore del campione di prova rispettivamente; studi sperimentali hanno mostrato come il rispetto dei rapporti illustrati nella relazione 5.20 abbia portato alla buona riuscita delle prove di caratterizzazione reologica di diversi tipi di conglomerati cementizi, mentre si siano registrate problematiche come la dislocazione della superficie di rottura rispetto all'interfaccia sonda – materiale laddove questi rapporti non fossero stati rispettati.

$$D_t/D > 2, Z_1/D > 1, Z_2/D > 0,5 \quad (5.20)$$

Infine, gli studi presentati in [155] relativi all'influenza sul valore di yield stress delle dimensioni della sonda impiegata nel vane test mettono in luce come ad un loro incremento corrispondano valori più bassi del carico di snervamento.

Un'ultima prova degna di menzione nel panorama delle strumentazioni applicabili per la determinazione delle caratteristiche reologiche delle paste cementizie, ancora una volta presa in prestito dallo studio della meccanica delle terre, è la prova di taglio diretto o shear box, Figura 5.4 [156]. Nel corso di tale prova un campione di pasta cementizia, contenuto tra due mezzi porosi all'interno di una scatola costituita da due parti sovrapposte e separate lungo un piano orizzontale, che rappresenta il piano di scorrimento imposto, è soggetto in testa ad un carico verticale assiale costante N e ad uno spostamento o ad una forza crescente T in direzione orizzontale, a seconda che la prova sia condotta a deformazione o a carico controllato, applicato alla parte inferiore della scatola, essendo la parte superiore contrastata da un sistema rigido in grado di registrare il carico applicato come, ad esempio, un anello dinamometrico o una cella di carico. Nella stragrande maggioranza dei casi la prova viene condotta a deformazione controllata, applicando una velocità di scorrimento costante attraverso un motorino elettrico, mentre il caso di carico controllato viene scelto solo se la traslazione della scatola di taglio deve essere effettuata manualmente: in quest'ultimo caso si applicano dei gradini di carico orizzontali opportunamente piccoli da mantenere fin quando non risulta concluso lo scorrimento orizzontale e l'abbassamento del provino. In ogni caso è possibile determinare la forza orizzontale che agisce lungo la superficie di taglio, ossia sul piano di separazione tra le due scatole. Al crescere dello spostamento, o della forza applicata, i conglomerati cementizi mostrano sempre un aumento lineare iniziale dello sforzo di taglio, ossia della resistenza offerta lungo la superficie di taglio preimpostata, fino al raggiungimento di un valore di picco, l'yield stress, superato il quale si registra un decremento

della resistenza al taglio che tende ad assestarsi ad un valore più basso corrispondente al regime stazionario [157].

Le velocità di deformazione normalmente impresse sono molto basse e variano da 0,001 mm/min a 9 mm/min, sebbene per le paste cementizie sia consigliabile mantenersi tra 0,3 mm/min e 0,7 mm/min con una durata del test di circa 10 minuti.

La prova di taglio diretto consente di determinare il grado di coesione C e l'angolo di attrito Φ , effettuando sulla medesima pasta cementizia (ogni volta ripreparata) almeno tre differenti prove al variare del carico normale applicato; per ogni prova condotta è quindi possibile ricavare la tensione tangenziale di rottura $\tau = T/A$ così da diagrammarla in funzione della tensione normale applicata $\sigma = N/A$, essendo A l'area della sezione lungo il piano di taglio del campione, e ottenere la retta di involucro a rottura, definita dalla legge di Mohr – Coulomb riportata nella relazione 5.21, in cui si distinguono i parametri C , intercetta con l'asse delle ordinate, e Φ , pendenza della retta, essendo τ_0 la massima resistenza al taglio offerta dal campione, ossia l'yield stress:

$$\tau_0 = C + \sigma \tan \Phi \quad (5.21)$$

Alla metodologia comunemente impiegata nell'ambito dello studio del comportamento meccanico delle terre appena descritta, se ne aggiunge un'altra, applicabile nel caso dello studio del comportamento reologico delle paste cementizie, utilizzata ad esempio in [158], nella quale vengono condotte almeno tre prove di taglio diretto al variare della velocità di deformazione, mantenendo costante il carico normale. I tre valori massimi di stress così ottenuti vengono interpretati tramite una legge di regressione lineare così da individuare il valore di yield stress della pasta testata come l'intercetta di tale interpolazione lineare con l'asse delle ordinate, secondo la filosofia afferente al modello di Bingham.

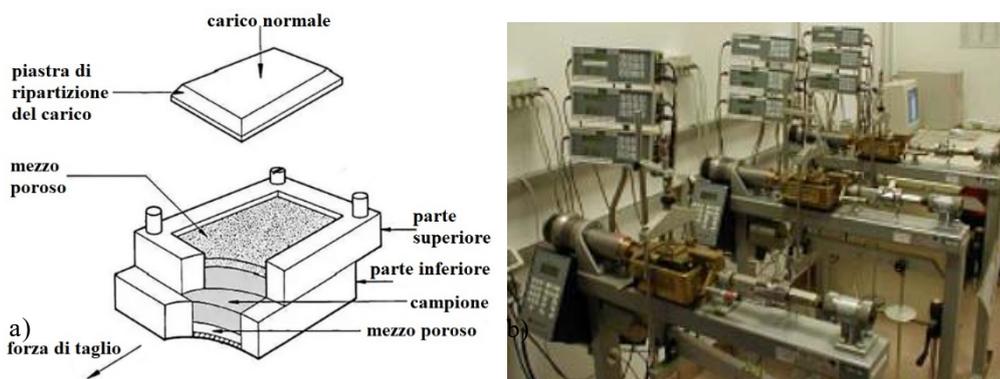


Figura 5.4 Schema della scatola della prova di taglio diretto a); apparecchiatura di taglio diretto b)

La prova di taglio diretto, date le bassissime velocità in gioco, viene condotta in condizioni quasi statiche e il taglio interessa solo il materiale in corrispondenza dell'interfaccia delle due porzioni della scatola. Tutto ciò fa sì che questa prova non risenta delle problematiche legate allo scivolamento del materiale in corrispondenza delle pareti degli utensili di prova incontrate nei test reologici che vedono l'impiego dei reometri, tanto che in [159] si afferma come la prova di taglio diretto sia uno dei metodi più promettenti ed idonei per la caratterizzazione reologica dei materiali estrudibili a base cementizia.

5.3.3 I test effettuati e le strumentazioni utilizzate

Come accennato nell'introduzione, il comportamento reologico delle miscele cementizie alleggerite con schiuma è stato investigato tramite due differenti metodologie, la prima delle quali, denominata *extrusion test*, ispirata alla classica prova dello *slump test*, ma opportunamente modificata secondo le necessità e gli obiettivi della presente attività di ricerca, mentre la seconda, tradizionalmente impiegata nello studio delle proprietà reologiche dei materiali, volta alla valutazione dell'*yield stress* e della viscosità mediante l'utilizzo di un reometro.

Extrusion test

L'impossibilità di effettuare lo *slump test* sulle miscele di calcestruzzo schiumato estraibile, unita alla volontà di compiere una determinazione sperimentale quanto più possibile in linea con gli obiettivi della presente attività di ricerca hanno motivato l'ideazione della metodologia di prova denominata "extrusion test". Infatti, volendo effettuare lo *slump test*, riempito il cono di Abrams con il calcestruzzo schiumato estraibile caratterizzato da masse volumiche medio-basse, al momento del sollevamento il materiale non scivolerebbe fuori dal contenitore ma, per via dell'elevata coesione e tenuta dimensionale, rimarrebbe al suo interno rendendo di fatto impossibile l'esecuzione della prova stessa. Per di più, qualora fosse stato possibile eseguire il test, la tenuta dimensionale di un estruso di forma tronco-conica, con base inferiore maggiore della superiore, è ovviamente facilitata rispetto a quella relativa ad un estruso prismatico rettangolare con basi identiche.

Posto ciò, la strumentazione in possesso ha suggerito l'idea di realizzare un semplice sistema che permettesse contemporaneamente di superare le difficoltà connesse all'elevata coesione del materiale ed alla misura della tenuta dimensionale, costituito dai tre casseri in acciaio utilizzati per la formatura dei provini cubici di lato 5 cm, da tre provini induriti di calcestruzzo ordinario e da due listelli in legno di altezza 4,5 cm, cfr. Figura 5.5 a). Come risulta chiaro dalla Figura 5.5 b) il sistema ideato non è altro che un piccolo estrusore verticale a pistone: la forma centrale, quella non coperta dal nastro adesivo in carta, rappresenta la camera di estrusione da riempire con il materiale da testare, il provino indurito posto sotto di essa rappresenta il pistone per la spinta del materiale che altrimenti rimarrebbe nel cassero, mentre gli altri due provini, posti sotto le altre due forme (che vengono coperte in modo da poter valutare l'eventuale spanciamiento del materiale estruso sulla sommità, stessa funzione dei casseri coperti con la piastra in acciaio, Figura 5.5 c), posti ai lati del sistema ideato) hanno la semplice funzione di guide, durante la discesa del cassero in acciaio, onde evitare disallineamenti durante il processo di estrusione verticale. Infine, i listelli in legno di altezza 4,5 cm rappresentano dei fermi per il blocco del sistema durante la fase di riempimento del cassero.

La scelta di estrarre un campione di 4,5 cm e non di 5 cm sfruttando tutta l'altezza a disposizione è dettata dalla necessità di dover piazzare le guide, ossia i provini di calcestruzzo indurito, all'interno delle forme del cassero per un'altezza tale da rendere lineare e privo di scossoni, in quanto già guidato proprio da questo preventivo inserimento dei provini per l'altezza di 0,5 cm, il successivo movimento di caduta del cassero stesso, accompagnato manualmente in modo da evitare discese troppo brusche e repentine, come illustrato nel report fotografico di Figura 5.6, in cui viene illustrato l'*extrusion test* su un campione di calcestruzzo schiumato estraibile.

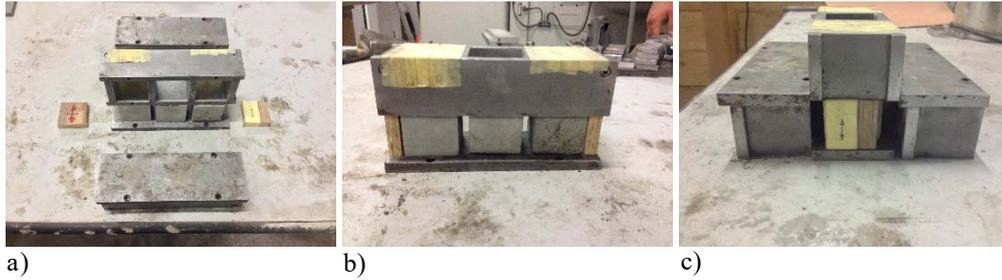


Figura 5.5 Sistema ideato per l'esecuzione dell'extrusion test: elementi impiegati a), vista frontale del sistema di estrusione b); vista laterale del sistema di estrusione c)

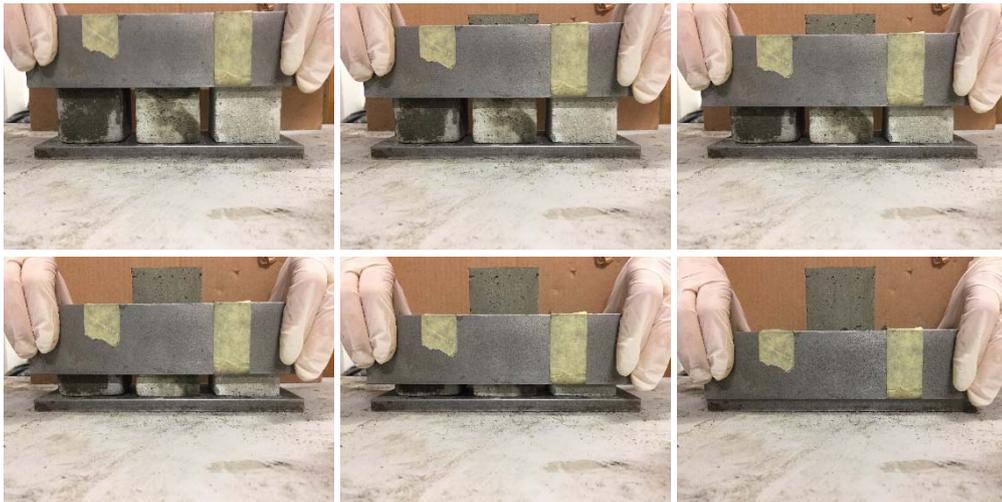


Figura 5.6 Sequenza fotografica di un extrusion test per la valutazione della tenuta dimensionale di un estruso in calcestruzzo schiumato estrudibile

Effettuata l'estrusione viene valutato non solo l'abbassamento istantaneo rispetto all'altezza di 4,5 cm del provino estruso come media di quattro determinazioni effettuate in corrispondenza dei quattro spigoli del cubetto, ma anche l'andamento di tale abbassamento medio nel tempo fino al raggiungimento di un valore costante. Lo studio ha riguardato, sia per i calcestruzzi schiumati classici che per quelli estrudibili tre diverse densità secche target, ossia 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 e tre diversi tempi dalla fine della fase di miscelazione: 5 minuti, 20 minuti e 40 minuti; ciò ha permesso di valutare l'influenza sia della densità che del trascorrere del tempo sulla tenuta dimensionale dei campioni estrusi.

Reometro

Al fine di comparare le determinazioni ottenute dall'extrusion test con i valori di yield stress e viscosità possedute dalle paste cementizie, sono state effettuate delle prove mediante l'utilizzo del reometro RM 180, Figura 5.7 a), in dotazione ai laboratori del Dipartimento di Ingegneria

dell'Università degli Studi di Messina. In particolare questo strumento viene impiegato come viscosimetro nella configurazione a cilindri coassiali e permette di monitorare la temperatura T [$^{\circ}C$], la coppia torcente M [$mN \cdot m$], la velocità di taglio D [s^{-1}], la tensione di taglio τ [Pa] e la viscosità η [$Pa \cdot s$]. Inoltre, il reometro RM 180 è caratterizzato da una precisione pari al $\pm 5\%$ ed è capace di applicare una coppia compresa tra 0,25 mNm e 7,5 mNm con la possibilità di investigare un campo di viscosità variabile da 1 mPa a 10^6 mPa. Per di più, le misure contenute dello strumento, che risulta essere alto 73 cm, ne permetterebbero, laddove necessario, anche un suo impiego direttamente in cantiere.

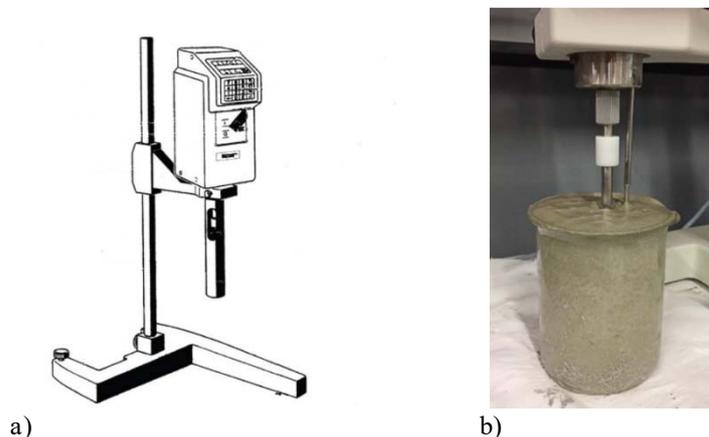


Figura 5.7 Reometro RM 180 a); beker cilindrico e bob di test inserito all'interno del campione in prova b)

Il reometro è collegato ad un PC su cui è installato il software RSIOrchestrator che consente di gestire le prove da condurre impostandone i diversi parametri, scegliere tra le differenti modellazioni teoriche previste e, quindi, effettuare l'analisi dei dati trasferiti dallo strumento stesso o salvarli in opportuni formati così da poterli analizzare mediante l'ausilio di altri specifici software.

L'indagine sperimentale ha riguardato, sia per i calcestruzzi schiumati classici che estrudibili, le stesse condizioni investigate con l'extrusion test, ossia le tre densità secche target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 , e i tre diversi tempi dal termine della fase di miscelazione, nello specifico 5 minuti, 20 minuti e 40 minuti, così da ottenere un confronto diretto tra i parametri reologici e gli abbassamenti dei campioni estrusi. Una volta preparate alla densità desiderata, le paste vengono immerse all'interno di un becker cilindrico di diametro 70 mm e altezza 100 mm, avendo cura di non incorrere in disomogeneità di costipamento, in cui viene calata la sonda cilindrica (bob) di diametro 12 mm e altezza 21 mm del reometro, Figura 5.7 b), rispettando così le indicazioni circa la geometria del contenitore e del bob di test fornite in [154].

Bisogna aggiungere che la determinazione dei parametri reologici è stata condotta secondo due diverse metodologie di prova, una imponendo uno shear rate costante di 5 Hz e l'altra imponendo livelli di shear rate crescenti da 0 Hz a 120 Hz. Nel primo caso l'yield stress è fornito dal massimo valore di battuta rilevato dallo strumento; infatti, per come è stato definito questo parametro al Paragrafo 5.2.1, esso rappresenta la massima resistenza al taglio fornita dal materiale al superamento della quale si innesca il fluire plastico del materiale stesso a cui, invece, si correla

il valore della viscosità plastica, Paragrafo 5.2.2. Nel caso di shear rate crescente, mediante cui si ottengono le cosiddette curve di flusso del materiale, l'interpretazione delle prove per la determinazione dei valori di yield stress è stata effettuata secondo il noto modello di Bingham, Paragrafo 5.2.3.

5.4 Caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati classici

In questo paragrafo vengono presentate le risultanze sperimentali riguardanti la caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati classici. Come già accennato, la sperimentazione ha riguardato tre diverse densità target (400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3) e tre diversi tempi di attesa dal termine della miscelazione (5 minuti, 20 minuti e 40 minuti). Essendo possibile modellare le paste cementizie alleggerite con schiuma sottoposte a questa indagine sperimentale anche successivamente ai 40 minuti, limite massimo di tempo dal termine della miscelazione ivi investigato, è possibile concludere che tutte le miscele testate in questa attività di ricerca si trovano nel green state che, si ricorda, non va confuso con i tempi di inizio e fine presa, al momento della prova.

La preparazione della miscela di prova è identica a quanto illustrato nel Paragrafo 3.5.3, con l'unica differenza relativa alla velocità di rotazione applicata alla frusta miscelatrice, pari qui a 3000 rpm, come suggerito dagli studi relativi al miglioramento delle prestazioni meccaniche presentati al Paragrafo 4.5.1. In particolare le miscele sono state confezionate impiegando la tipologia di cemento CEM I 52,5R, il rapporto a/c di 0,3 e le schiume caratterizzate dalla solita densità di $80 \pm 10 \text{ g/l}$, ottenute da tensioattivo proteico Foamin C[®], aggiunte in modo tale da ottenere delle densità allo stato fresco γ_f pari a $520 \pm 50 \text{ kg/m}^3$, $800 \pm 50 \text{ kg/m}^3$ e $1000 \pm 50 \text{ kg/m}^3$ a cui, come risulta dalla Tabella 3.2, corrispondono proprio le densità secche target desiderate di $400 \pm 50 \text{ kg/m}^3$, $600 \pm 50 \text{ kg/m}^3$ e $800 \pm 50 \text{ kg/m}^3$ rispettivamente. Evidentemente al termine di ogni prova, sia essa appartenente all'extrusion test che al reometro, il materiale testato è stato messo in disparte in un opportuno contenitore così da essere poi mandato a discarica e poter procedere con il confezionamento di una nuova miscela per il test successivo. Nel seguito verranno presentate le evidenze sperimentali suddividendole in funzione della densità secca target di volta in volta investigata, all'interno della quale verranno illustrate le rilevanze ottenute in accordo all'approccio con shear rate costante e a quello con shear rate crescente per i tre diversi tempi di indagine affiancando le determinazioni ottenute con l'extrusion test.

5.4.1 Densità secca target di 400 kg/m^3

Prova a shear rate costante a 5 minuti

In Figura 5.8 viene riportato l'andamento della tensione di taglio applicata alla pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 (densità effettiva allo stato fresco pari a 525 kg/m^3) al variare del tempo di esecuzione della prova, di durata totale 5 minuti, condotta con uno shear rate mantenuto costantemente pari a 5 Hz. La prova ha avuto inizio dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione. Il valore di yield stress, pari a 19,15 Pa si ottiene dopo 3,83 secondi dall'inizio della prova. Si nota che la necessità, dettata dalle limitazioni del reometro, di dover imporre un valore di shear rate minimo pari 5 Hz permette la determinazione

di soli due punti appartenenti all'iniziale tratto viscoelastico; infatti, al fine di evidenziare il comportamento del materiale in questa fase iniziale occorrerebbe uno strumento in grado di imporre uno shear rate dell'ordine di $0,1 \div 0,01$ Hz. Tale limitazione, tuttavia, come mostrano le risultanze sperimentali, non inficia il perseguimento dell'obiettivo della presente attività di ricerca, sia in questa specifica determinazione che in quelle che seguiranno, in quanto volte a determinare esclusivamente il valore di yield stress e non il comportamento del materiale nel tratto antecedente il suo raggiungimento. Si nota anche, caratteristica comune a tutte le sperimentazioni effettuate con questa metodologia di prova che, superato il valore di picco, la resistenza al taglio del materiale decresce gradualmente fino ad assestarsi in corrispondenza del valore associato al cosiddetto regime stazionario.

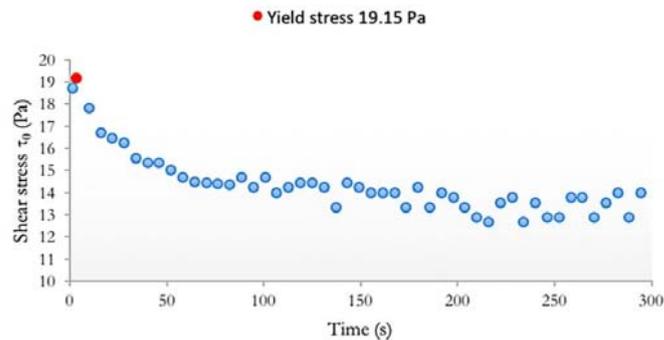


Figura 5.8 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

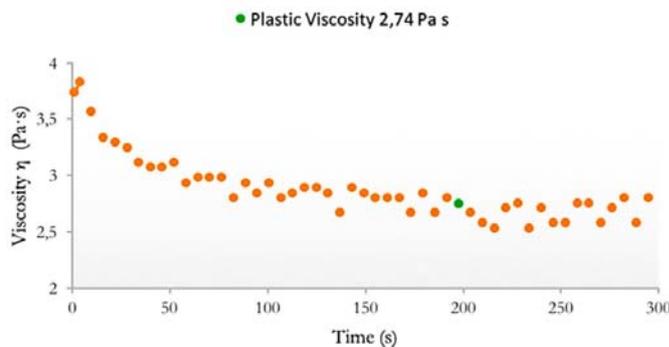


Figura 5.9 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

In Figura 5.9 viene invece riportato l'andamento della viscosità al trascorrere del tempo nel corso della medesima prova. Ovviamente, l'andamento qualitativo di questa grandezza è identico

a quello già descritto per la resistenza al taglio del materiale; come suggerito dalla letteratura di riferimento, il valore di viscosità plastica assunto, ossia 2,74 Pa·s, è quello relativo alla media delle diverse letture del reometro registrate dal momento in cui si è instaurato il regime stazionario.

Prova a shear rate crescente a 5 minuti

Come riferito, oltre alle prove a shear rate costante, sono stati condotti anche dei test con shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz così da ottenere delle curve di flusso come quella riportata in Figura 5.10 relativa alla pasta di cemento alleggerita con schiuma avente densità secca target di 400 kg/m³ e densità effettiva allo stato fresco di 523 kg/m³ sottoposta alla determinazione dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione.

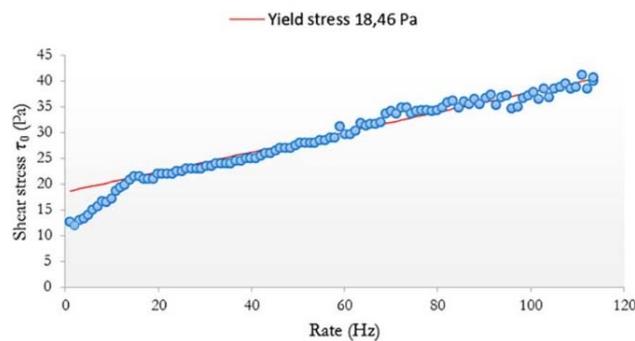


Figura 5.10 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

L'impiego del modello di Bingham, relazione 5.3, ha permesso di individuare un valore di yield stress pari a 18,46 Pa e, quindi, molto prossimo ai 19,15 Pa ottenuti nelle medesime condizioni in corrispondenza della prova a shear rate costante.

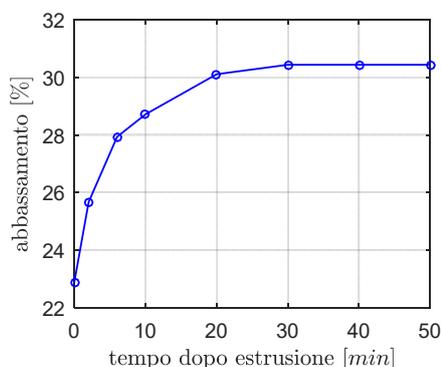
Extrusion test a 5 minuti

Al fine di poter associare il valore di yield stress precedentemente determinato alla green strength del materiale, ossia alla sua tenuta dimensionale all'uscita dalla filiera di estrusione, una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m³ e densità effettiva allo stato fresco pari a 524 kg/m³ è stata sottoposta all'extrusion test descritto nel Paragrafo 5.3.3.

In Figura 5.11 a) viene riportato l'andamento dell'abbassamento percentuale del provino rispetto la sua altezza iniziale, pari a 4,5 cm, al trascorrere del tempo dalla fine dell'estrusione. In particolare, il valore dell'abbassamento percentuale al tempo 0 rappresenta l'abbassamento istantaneo mostrato dal provino estruso dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione; evidentemente, col trascorrere del tempo il provino continua poi a subire delle deformazioni fino a raggiungere la configurazione finale, mostrata in Figura 5.11 b), caratterizzata da un abbassamento percentuale del 30,44% rispetto l'altezza iniziale dopo ben 30 minuti dall'estrusione. Al termine della prova è stato valutato anche lo spanciamento del campione,

determinato come media tra le differenze tra i valori massimi di larghezza e lunghezza esibiti dal provino a fine prova e quelli che lo caratterizzavano inizialmente, ossia 5 cm; lo spanciamiento è risultato essere pari a 1,62 cm.

L'extrusion test ha dimostrato che tale materiale non è estrudibile e che ad un yield stress di circa 19 Pa è associato un abbassamento dell'estruso di densità secca target pari a 400 kg/m³ superiore al 30%.



a)



b)

Figura 5.11 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m³ dopo 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Prova a shear rate costante a 20 minuti

Le medesime determinazioni effettuate sulla pasta di calcestruzzo schiumato classico dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione vengono riproposte anche dopo un tempo di attesa di 20 minuti. A tal proposito viene confezionata una nuova miscela, caratterizzata da una densità allo stato fresco pari a 522 kg/m³ che, al compimento del ventesimo minuto dal termine della miscelazione viene sottoposta alla prova di determinazione della resistenza al taglio con shear rate pari a 5 Hz. Dagli andamenti di questa grandezza e della viscosità al variare del tempo di prova, riportati rispettivamente nelle Figura 5.12 e Figura 5.13 si estrapolano i valori dell'yield stress, pari a 26,77 Pa, e della viscosità plastica, eguale a 2,97 Pa·s che, come atteso, risultano rispettivamente superiori del 40% circa e dell'8% circa delle corrispondenti determinazioni effettuate a 5 minuti dalla fine della miscelazione.

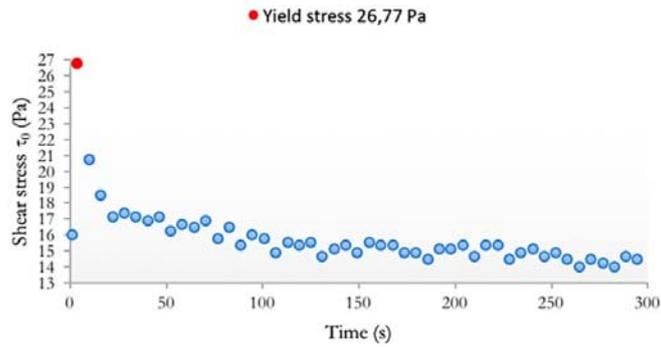


Figura 5.12 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

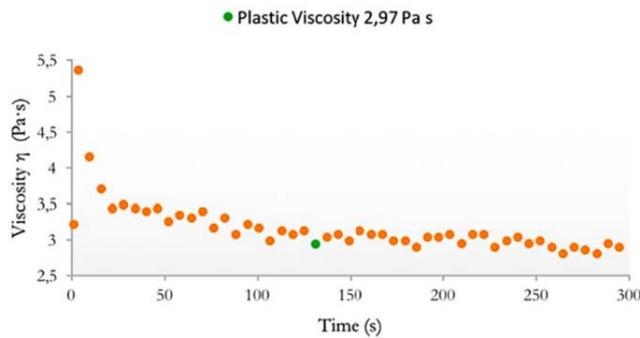


Figura 5.13 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 20 minuti

Così come nel caso precedentemente esaminato, anche qui la prova a shear rate crescente eseguita sul calcestruzzo schiumato classico a densità secca target di 400 kg/m^3 e densità effettiva allo stato fresco pari a 528 kg/m^3 ed interpretata secondo il modello di Bingham ha messo in luce un valore di yield stress di $27,07 \text{ Pa}$ perfettamente in linea con quello associato alla determinazione a velocità costante ($26,77 \text{ Pa}$). L'incremento del valore del carico di snervamento al trascorrere del tempo è dunque confermato anche da questa seconda metodologia di prova, dove si attesta nell'ordine del 47% rispetto a quello associato alla determinazione effettuata dopo 5 minuti.

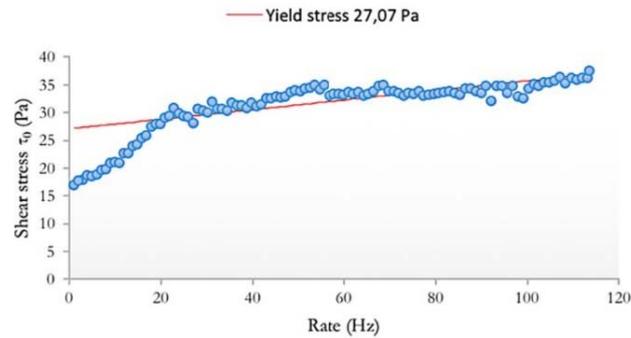
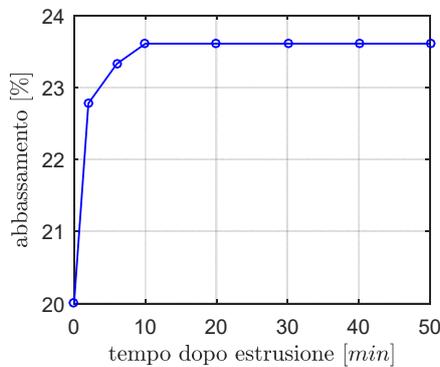


Figura 5.14 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 20 minuti

Le evidenze sperimentali ottenute con l'esecuzione dell'extrusion test su tali paste di calcestruzzo schiumato classico (densità effettiva allo stato fresco della miscela sottoposta a prova pari a 525 kg/m^3) hanno messo in luce come, nonostante l'attesa di 20 minuti il materiale continui a non essere estraribile. In particolare il grafico di Figura 5.15 a) mette in luce un abbassamento conclusivo, Figura 5.15 b), del 23,61% rispetto all'altezza iniziale che però, rispetto alla prova a 5 minuti, viene raggiunto già dopo 10 minuti dall'estrusione, rispetto ai 30 minuti necessari in quel caso. L'incremento dell'yield stress, comunque, fa sì che la deformazione del campione si riduca di circa il 22% rispetto all'attesa di 5 minuti. Infine, lo spaciamento associato a questa prova è risultato pari a 1,4 cm.



a)

b)

Figura 5.15 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m^3 dopo 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Prova a shear rate costante a 40 minuti

La valutazione dell'influenza del tempo trascorso dalla fine della fase di miscelazione sul comportamento reologico delle miscele cementizie alleggerite con schiuma aventi densità secca target pari a 400 kg/m^3 (densità effettiva allo stato fresco della miscela confezionata per la determinazione sperimentale in oggetto pari a 521 kg/m^3) è proseguita con la valutazione dell'yield stress e della viscosità al compimento del quarantesimo minuto dall'interruzione della miscelazione.

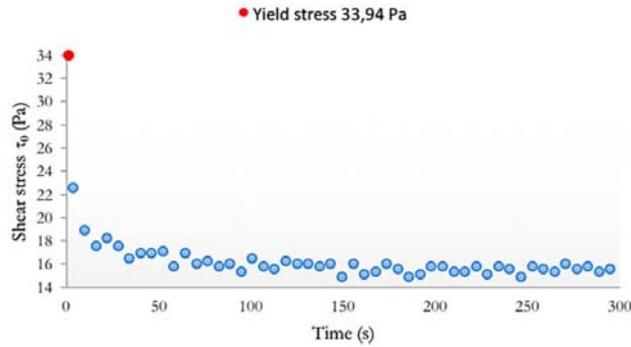


Figura 5.16 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

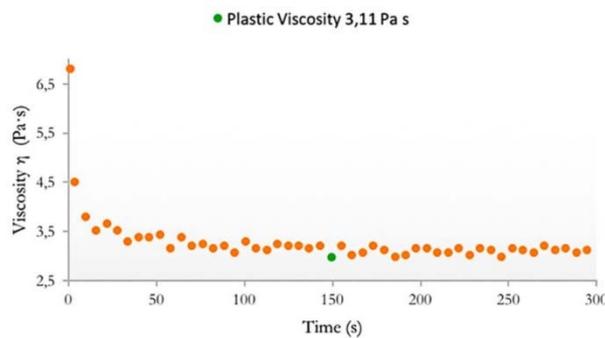


Figura 5.17 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Le risultanze confermano il trend già osservato nelle determinazioni precedenti, con ulteriori incrementi sia del valore di snervamento, pari a 33,94 Pa, che della viscosità plastica, uguale a 3,11 Pa·s, rispetto alla prova condotta dopo 20 minuti di attesa: infatti, nel primo caso si registra un incremento del 27% circa, mentre nel secondo del 5% circa. Il passaggio da 5 a 40 minuti comporta invece un incremento di circa il 77% nel valore di yield stress e di circa il 13% nella

viscosità plastica. Il trend di crescita del carico di snervamento è dunque maggiore durante le prime fasi successive al termine della fase di miscelazione, divenendo meno ripido superati i 20 minuti.

Prova a shear rate crescente a 40 minuti

Anche in questo caso il valore di yield stress pari a 32,24 Pa ottenuto dalla prova a shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz interpretata con il modello di Bingham è coerente a quello di 33,94 Pa scaturito dalla determinazione con shear rate costante. L'incremento del carico di snervamento qui determinato su una pasta di calcestruzzo schiumato con densità allo stato fresco di 521 kg/m^3 dopo 40 minuti dal termine della fase di miscelazione rispetto quello determinato dopo 20 minuti si attesta nell'ordine del 19%, mentre rispetto a quello corrispondente ad un'attesa di 5 minuti nell'ordine del 75%, confermando il trend evidenziato dalle risultanze in seno alla prova eseguita con shear rate costante.

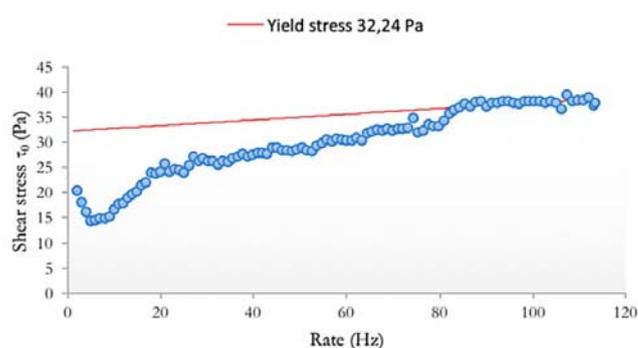


Figura 5.18 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 40 minuti

Tuttavia, nonostante i sostanziali incrementi dell'yield stress, tali paste di calcestruzzo alleggerito con schiuma non risultano essere estrarribili nemmeno dopo un'attesa di 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione, come mostrano i risultati dell'extrusion test riportati in Figura 5.19. L'ulteriore incremento dell'yield stress a valori di poco inferiori a 34 Pa ha avuto l'effetto di ridurre l'abbassamento percentuale finale dell'estruso, Figura 5.19 a), di quasi il 38% rispetto ad un'attesa di 20 minuti e del 52% circa rispetto ai 5 minuti dalla fine della miscelazione, comunque non abbastanza da ottenere una pasta di calcestruzzo schiumato (densità fresca effettiva pari a 526 kg/m^3) estrarribile, Figura 5.19 b).

Anche lo spanciamento, pari a 0,83 cm, risulta sostanzialmente inferiore rispetto alle determinazioni effettuate per tempi di attesa inferiori.

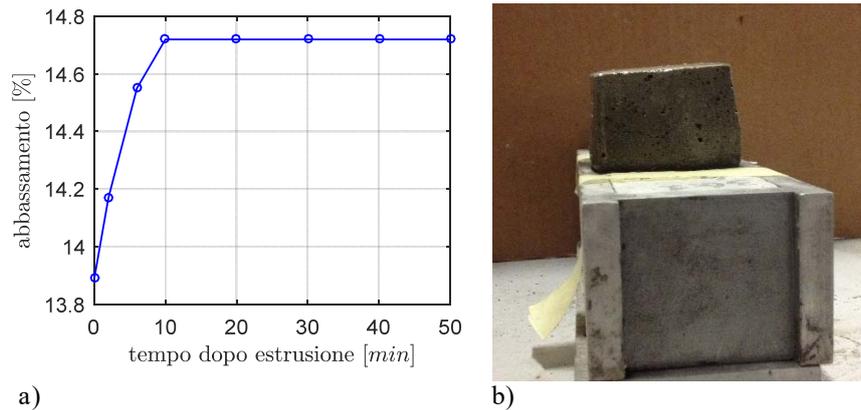


Figura 5.19 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m^3 dopo 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Confronti

Il riepilogo dei risultati sperimentali ottenuti dalle indagini sulle proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati classici con densità secca target pari a 400 kg/m^3 al variare del tempo trascorso dalla fine della miscelazione viene riportato nelle Figura 5.20, Figura 5.21, Figura 5.22 e Figura 5.23 per le prove con shear rate pari a 5 Hz, sia per la valutazione dell'yield stress che della viscosità, con shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz e per gli extrusion test rispettivamente. L'analisi delle figure mette in risalto quanto riportato precedentemente nei commenti a corredo delle risultanze sperimentali. In conclusione, in nessun caso il calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m^3 presenta delle proprietà reologiche tali da permetterne l'estrudibilità.

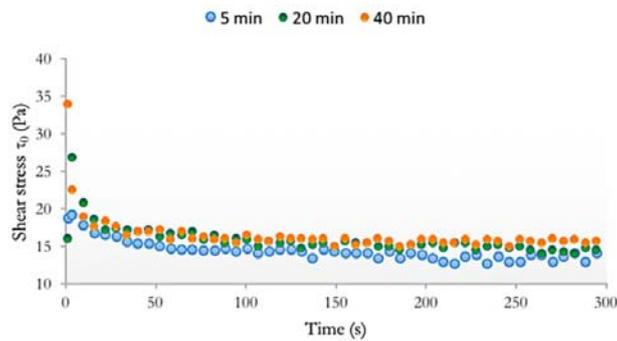


Figura 5.20 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

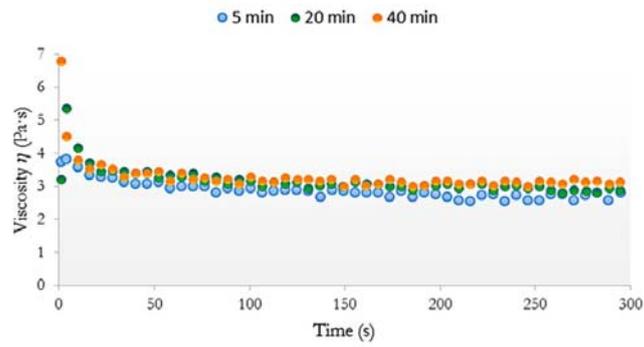


Figura 5.21 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

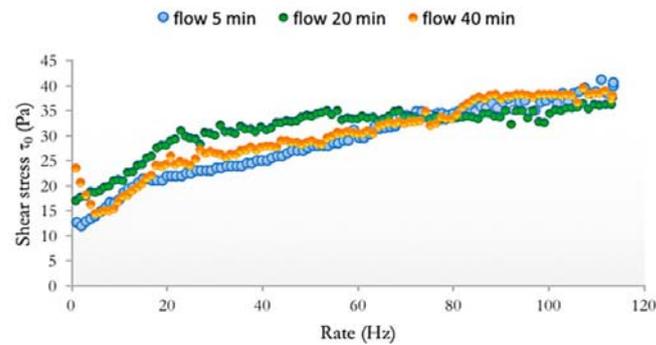


Figura 5.22 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 400 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

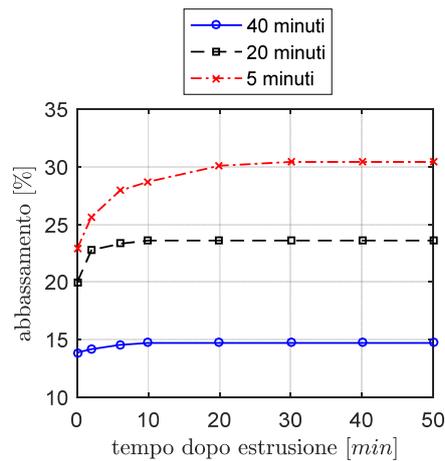


Figura 5.23 Confronto tra gli andamenti nel tempo degli abbassamenti degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 400 kg/m^3 al variare del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione

5.4.2 Densità secca target di 600 kg/m^3

Prova a shear rate costante a 5 minuti

Nelle Figura 5.24 e Figura 5.25 sono riportati gli andamenti delle prove con shear rate pari a 5 Hz per la determinazione dell'yield stress e della viscosità rispettivamente di calcestruzzi schiumati classici con densità secca target pari a 600 kg/m^3 , densità effettiva allo stato fresco della miscela sottoposta al test pari a 810 kg/m^3 , dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione. La durata della prova è stata mantenuta pari a cinque minuti e l'andamento qualitativo segue, così come quelli determinati per tempi di attesa più lunghi mostrati nel prosieguo del paragrafo, quanto già descritto per le risultanze ottenute alla densità più bassa. Come atteso, vista la maggiore massa volumica del conglomerato, il valore di yield stress determinato, ossia 21,39 Pa, risulta essere superiore del 12% circa rispetto a quello determinato in corrispondenza dello stesso tempo di attesa per la densità secca target di 400 kg/m^3 . L'influenza sul valore di viscosità plastica, qui pari a $2,45 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ è, invece, trascurabile.

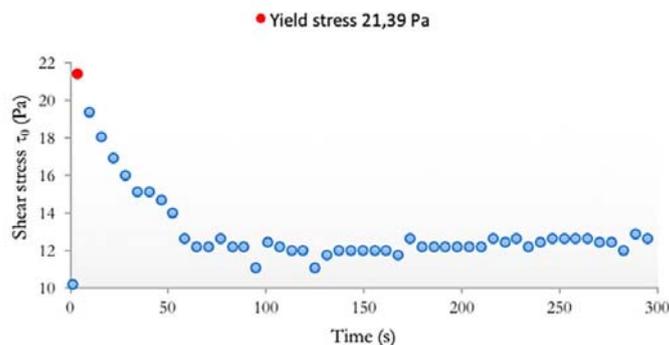


Figura 5.24 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

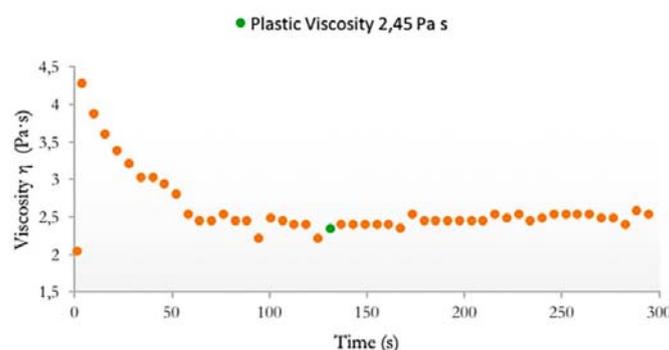


Figura 5.25 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 5 minuti

Il calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m^3 , densità effettiva allo stato fresco pari ad 815 kg/m^3 , sottoposto alla determinazione dell'yield stress con prova a shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz ha continuato a mostrare, così come accaduto per lo studio effettuato sulla densità secca target di 400 kg/m^3 , una sostanziale coerenza con le determinazioni ottenute dalla sperimentazione a shear rate pari a 5 Hz, come mostra il valore di carico di snervamento di 22,80 Pa, Figura 5.26, ottenuto mediante interpretazione delle risultanze con il modello di Bingham. Con questa metodologia l'incremento dell'yield stress associato all'aumento di densità secca target da 400 kg/m^3 a 600 kg/m^3 si attesta sul 24% circa.

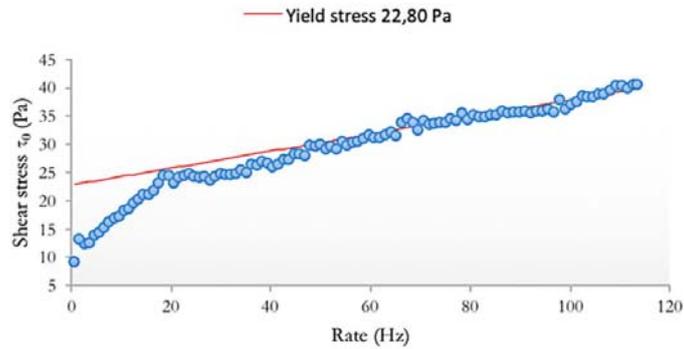
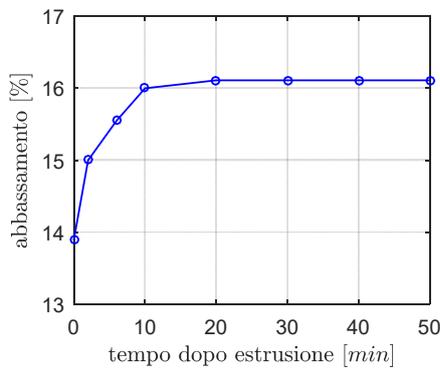


Figura 5.26 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 5 minuti

La pasta di calcestruzzo schiumato a densità secca target di 600 kg/m^3 e densità effettiva allo stato fresco di 819 kg/m^3 sottoposta all'extrusion test ne ha messo in luce la non estrudibilità, dopo 5 minuti di attesa, nonostante un significativo decremento dell'abbassamento finale dell'estruso, Figura 5.27 a), rispetto alla corrispondente prova effettuata su una miscela di densità secca target pari a 400 kg/m^3 : rispetto a quella qui si ha un decremento dell'abbassamento percentuale finale del 47% circa.



a)

b)

Figura 5.27 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m^3 dopo 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Si nota che l'abbassamento percentuale finale pari al 16,11% risulta inferiore anche rispetto a quello ottenuto a densità secca target di 400 kg/m^3 dopo 20 minuti di attesa. Per di più, il provino si stabilizza già dopo 20 minuti, contro i 30 della corrispondente sperimentazione alla più bassa densità investigata. Si registra, inoltre, una significativa riduzione dello spanciamento che da 1,62

cm scende a 0,95 cm. Tuttavia, come risulta dalla Figura 5.27 b), tutto ciò è ancora ben lontano dal rendere il materiale estrudibile.

Prova a shear rate costante a 20 minuti

I risultati della prova con shear rate pari a 5 Hz in termini di yield stress e di viscosità plastica effettuati sul calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 e densità allo stato fresco pari a 817 kg/m^3 , dopo 20 minuti dal termine della fase di miscelazione sono riportati nelle Figura 5.28 e Figura 5.29.

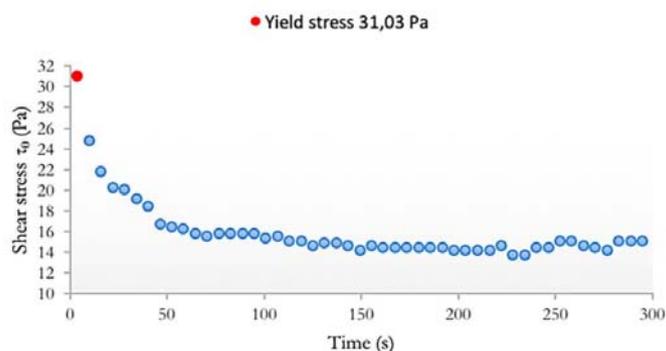


Figura 5.28 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

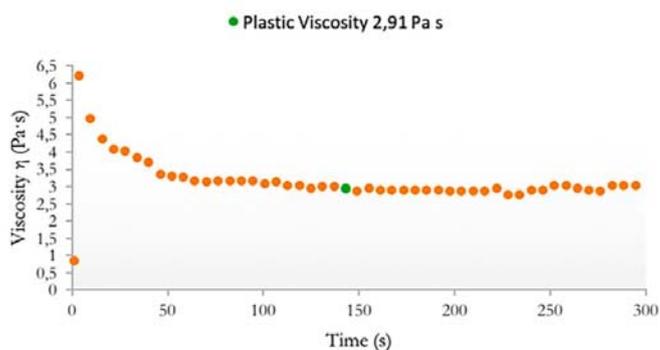


Figura 5.29 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

È confermato, come atteso, il trend di crescita del carico di snervamento, pari in questo caso a 31,03 Pa, al trascorrere del tempo, con un incremento rispetto alla determinazione eseguita dopo 5 minuti di attesa dal termine della miscelazione pari al 45%; si conferma invece più trascurabile l'effetto sulla viscosità plastica del materiale, risultata essere uguale a 2,91 Pa·s, comunque

superiore di circa il 18% rispetto al valore relativo ad un'attesa di 5 minuti dalla fine della miscelazione. È, inoltre, confermato l'incremento dell'yield stress rispetto alla medesima determinazione effettuata però su paste cementizie alleggerite con schiuma caratterizzate da densità secca target di 400 kg/m³: l'incremento di densità comporta un aumento del valore di yield stress del 16% circa. In definitiva si evince come il trascorrere del tempo incida maggiormente rispetto alla densità sulla crescita del carico di snervamento dei calcestruzzi schiumati classici a densità secca target di 600 kg/m³.

Prova a shear rate crescente a 20 minuti

Il valore di yield stress di 31,32 Pa ricavato dalla prova con shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz effettuata su un calcestruzzo schiumato di densità allo stato fresco pari ad 821 kg/m³ dopo 20 minuti dal termine della miscelazione ed interpretata secondo il solito modello di Bingham, Figura 5.30, risulta essere perfettamente coerente con quello ottenuto mediante la prova eseguita con shear rate pari a 5 Hz. Anche in questo caso viene comprovato sia l'incremento rispetto al valore del carico di snervamento associato alla determinazione a 5 minuti di attesa, pari al 37% circa, che quello relativo all'indagine effettuata a 20 minuti dalla fine della miscelazione su paste cementizie alleggerite con schiuma caratterizzate da densità secca target di 400 kg/m³, dell'ordine del 16% circa.

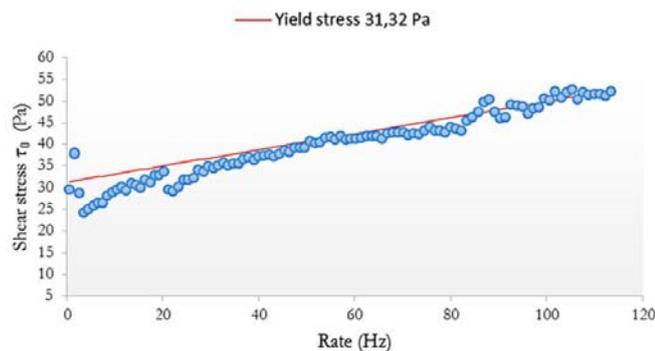


Figura 5.30 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 20 minuti

L'andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso di calcestruzzo schiumato classico con densità effettiva allo stato fresco pari ad 823 kg/m³ (densità secca target di 600 kg/m³) illustrato in Figura 5.31 a) si stabilizza su un valore pari al 12,22% già dopo soli 2 minuti dall'estrusione. L'ulteriore attesa sino a 20 minuti dalla fine della miscelazione comporta quindi sia una riduzione dell'abbassamento percentuale del 24% circa che del tempo necessario al raggiungimento della configurazione definitiva dell'estruso rispetto alla determinazione eseguita dopo 5 minuti dal termine della miscelazione. Rilevante risulta essere anche la riduzione dell'abbassamento associata all'incremento della densità secca da 400 kg/m³ a 600 kg/m³: in

quest'ultimo caso, infatti, si registra una riduzione dell'abbassamento percentuale pari a circa il 48%, come si nota anche semplicemente confrontando le foto rispotate in Figura 5.31 b) e Figura 5.15 b). Ad una riduzione dell'abbassamento del campione è evidentemente accostato un minore spanciamento, pari infatti a 0,75 cm.

Tuttavia per il calcestruzzo schiumato classico a densità secca di 600 kg/m^3 un yield stress di poco superiore a 31 Pa risulta non essere sufficiente per la tenuta dimensionale del materiale nel green state.

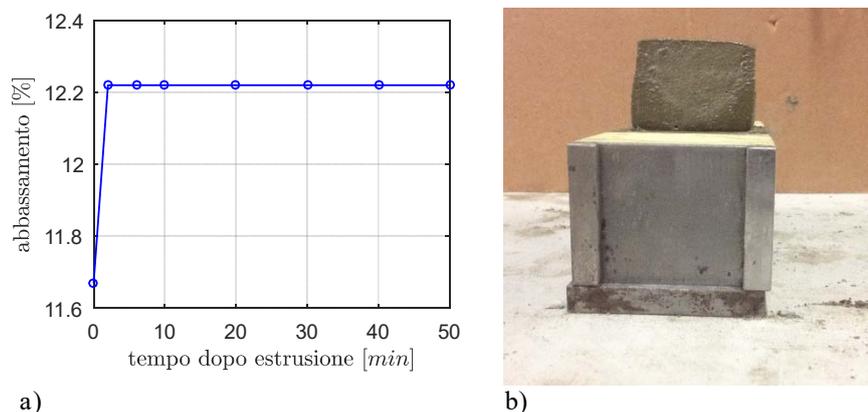


Figura 5.31 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m^3 dopo 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Prova a shear rate costante a 40 minuti

Le indagini sperimentali effettuate dopo 40 minuti dal termine della miscelazione concludono l'attività di ricerca effettuata sui calcestruzzi schiumati classici con densità secca target di 600 kg/m^3 .

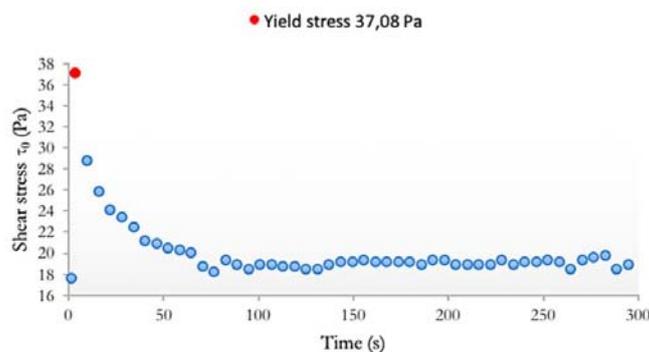


Figura 5.32 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

La prova con shear rate costante effettuata su un calcestruzzo schiumato classico di massa volumica allo stato fresco pari a 819 kg/m^3 , Figura 5.32 e Figura 5.33 per yield stress e viscosità plastica rispettivamente, convalida tutte le deduzioni già precedentemente illustrate. In particolare, l'incremento dell'yield stress rispetto alla prova effettuata a 20 minuti si attesta nell'ordine del 19% e rispetto a quella a 5 minuti del 73%; questo suggerisce che la crescita di questa fondamentale grandezza reologica è superiore nelle prime fasi successive al confezionamento della miscela confermando quanto già fatto notare nel caso di una densità secca target di 400 kg/m^3 . La viscosità plastica si è invece assestata sul valore di $3,81 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, superiore di circa il 31% rispetto al corrispondente valore associato ad un tempo di attesa di 20 minuti e del 56% rispetto all'attesa di 5 minuti. L'incremento rispetto la medesima determinazione effettuata dopo un'attesa di 40 minuti però su un calcestruzzo schiumato di densità secca pari a 400 kg/m^3 è del 22% circa, mettendo in luce, anche per l'incremento della viscosità plastica, la maggior influenza del trascorrere del tempo rispetto all'incremento di densità da 400 kg/m^3 a 600 kg/m^3 .

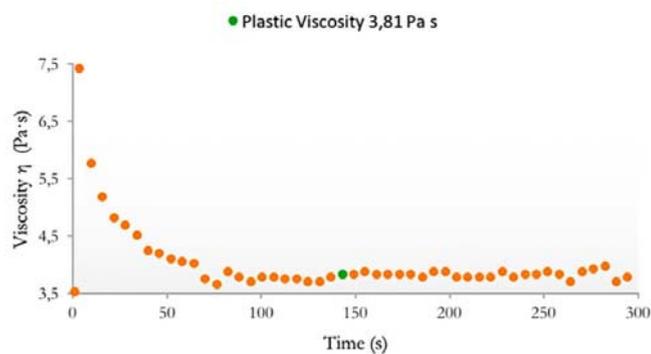


Figura 5.33 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 40 minuti

L'yield stress di $35,33 \text{ Pa}$ della pasta cementizia alleggerita con schiuma avente densità effettiva allo stato fresco di 812 kg/m^3 determinato tramite interpretazione della curva di flusso attraverso il modello di Bingham, Figura 5.34, è risultato, come nei casi precedenti, molto prossimo a quello valutato con la prova a shear rate costante. Gli incrementi del 37% circa rispetto ad un'attesa di 20 minuti e del 55% circa rispetto a quella di 5 minuti, così come quello del 10% rispetto la medesima determinazione effettuata dopo 40 minuti sulla pasta di calcestruzzo schiumato avente densità secca di 40 kg/m^3 confermano quanto già dedotto con la metodologia di prova effettuata con shear rate costante.

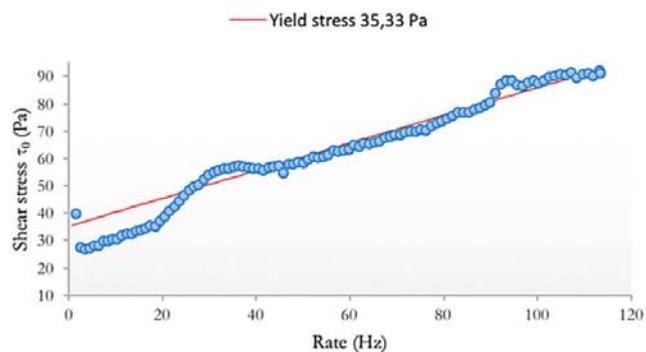
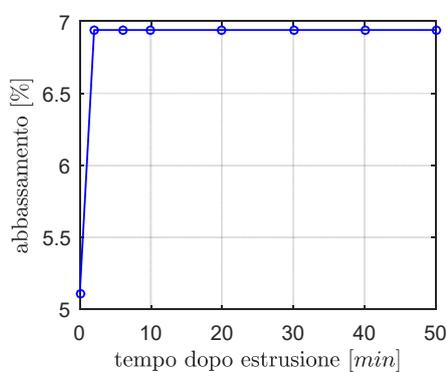


Figura 5.34 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 40 minuti

L'ulteriore attesa fino a 40 minuti ha comportato una migliore tenuta dell'estruso di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 e densità effettiva allo stato fresco di 822 kg/m^3 come mostrato in Figura 5.35. In ogni caso il materiale non risulta ancora essere estrarribile essendo caratterizzato da un abbassamento percentuale complessivo pari a 6,94% in corrispondenza di un yield stress sui 37 Pa. Dunque all'incremento di yield stress del 31% (relativo alle determinazioni con shear rate costante) si associa un decremento dell'abbassamento percentuale dell'estruso del 43%. Lo spanciamiento, infine, risulta essere pari a 0,57 cm.



a)



b)

Figura 5.35 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m^3 dopo 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Confronti

Così come fatto per la sperimentazione sulla densità secca target di 400 kg/m^3 , anche per i 600 kg/m^3 si riportano nel seguito dei grafici di confronto tra le determinazioni effettuate, al trascorrere del tempo dalla fine della fase di miscelazione, dell'yield stress con le due diverse metodologie utilizzate, della viscosità plastica e dell'abbassamento percentuale dell'estruso nelle Figura 5.36, Figura 5.37, Figura 5.38 e Figura 5.39 rispettivamente. L'analisi di tali confronti rende evidenti i commenti alle indagini sperimentali che hanno accompagnato la descrizione delle prove stesse. Si evidenzia che, rispetto ai confronti precedentemente mostrati per la sperimentazione relativa alla densità secca target di 400 kg/m^3 , si registra un'incidenza più marcata del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione su tutti i parametri di rilievo, viscosità plastica compresa, come si nota dal netto discostamento degli andamenti delle diverse grandezze, ben superiore rispetto a quello, meno evidente, registrati nelle sperimentazioni a densità più bassa. Al crescere della densità, infatti, diminuisce la porosità ed aumenta la quantità di cemento presente nell'unità di volume del materiale, amplificando le conseguenze dovute al procedere delle reazioni di idratazione; ciò, unito all'effetto ritardante sui processi di idratazione del cemento causato dalla maggiore quantità di schiuma presente alle più basse densità, spiega la più netta incidenza del tempo di "invecchiamento" della miscela. Anche con densità secca di 600 kg/m^3 il calcestruzzo schiumato classico in tutte le condizioni investigate non presenta proprietà tali da potersi considerare estrudibile.

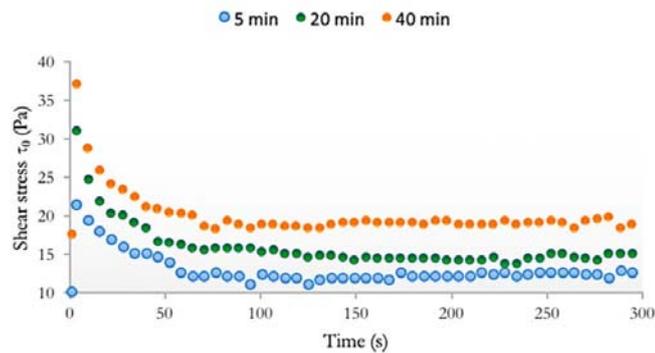


Figura 5.36 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

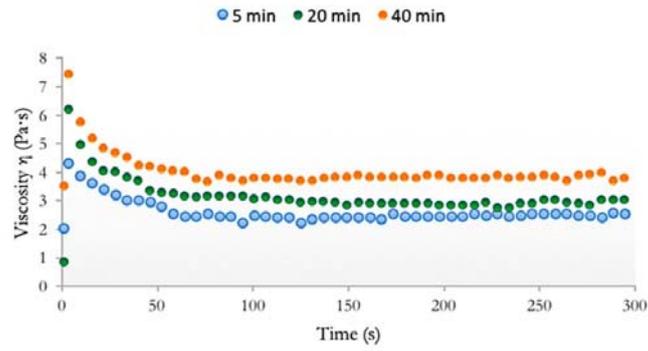


Figura 5.37 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

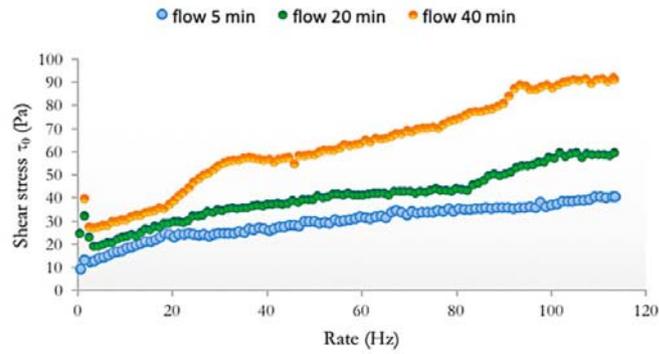


Figura 5.38 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 600 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

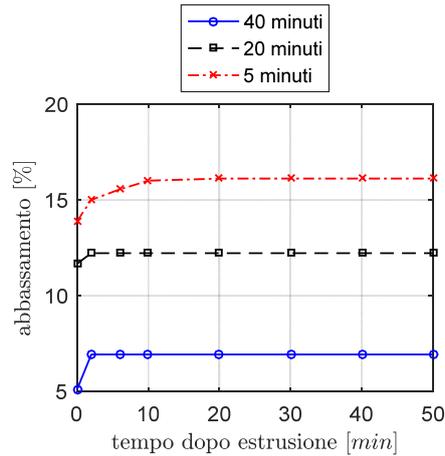


Figura 5.39 Confronto tra gli andamenti nel tempo degli abbassamenti percentuali degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 600 kg/m^3 al variare del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione

5.4.3 Densità secca target di 800 kg/m^3

Prova a shear rate costante a 5 minuti

Le prove di caratterizzazione reologica sui calcestruzzi schiumati classici si completano con la sperimentazione riguardante la densità secca target pari ad 800 kg/m^3 . La sperimentazione effettuata con shear rate pari a 5 Hz su una pasta di calcestruzzo schiumato con densità effettiva allo stato fresco pari a 1011 kg/m^3 dopo 5 minuti dal termine della miscelazione ha esitato un yield stress di $24,50 \text{ Pa}$, Figura 5.40, e una viscosità plastica pari a $2,11 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, Figura 5.41.

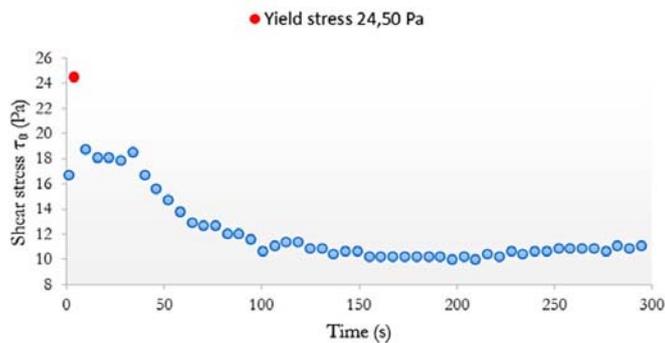


Figura 5.40 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz : determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Si conferma dunque il trend d'incremento già notato nel passaggio da 400 kg/m³ a 600 kg/m³ di densità secca: l'ulteriore aumento della densità secca ad 800 kg/m³ ha dato luogo ad un incremento dell'yield stress del 15% circa rispetto ai 600 kg/m³ e del 28% circa rispetto ai 400 kg/m³; l'incremento dell'yield stress a 5 minuti dalla miscelazione con la densità è circa lineare. Si conferma, inoltre, che a questo tempo di prova molto breve, la viscosità plastica determinata non risulta essere molto influenzata dalla densità del materiale. In particolare, il valore di questa grandezza ottenuto in questa sperimentazione risulta essere il più basso tra quelli fin qui determinati a questo tempo di prova per le diverse densità investigate. Questo risultato potrebbe essere legato al deposito sulla superficie cilindrica esterna del bob di prova di una sottile pellicola di liquido, si pensi al fenomeno del bleeding, con l'effetto di un leggero abbassamento della viscosità. Tale fenomeno, visto il diminuire del rapporto aria/cemento al crescere della densità, potrebbe essere più rilevante proprio all'aumentare della massa volumica della miscela.

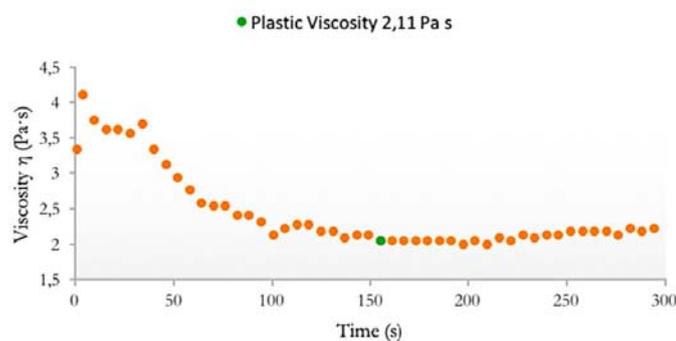


Figura 5.41 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 5 minuti

Anche alla più alta densità target investigata viene convalidata la corrispondenza tra i valori di yield stress associati alla determinazione mediante la prova con shear rate costante e quelli associati all'interpretazione della curva di flusso con il metodo di Bingham, Figura 5.42. Il valore di 25,30 Pa qui determinato conferma anche per questa metodologia il trend di crescita dell'yield stress con l'incremento della densità secca target.

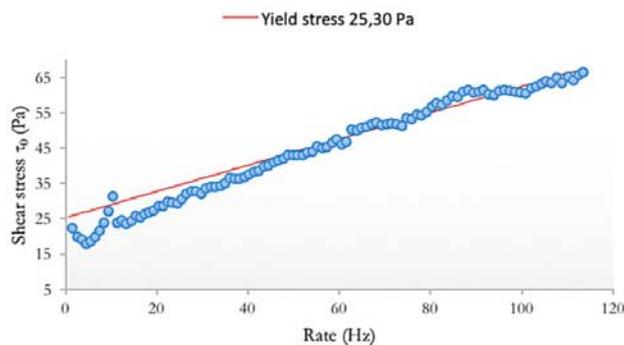
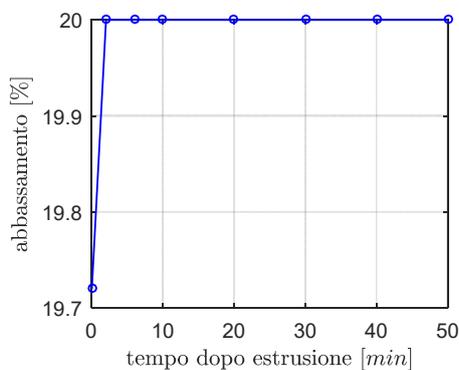


Figura 5.42 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 5 minuti

L'extrusion test, effettuato su una pasta con densità effettiva allo stato fresco pari a 1014 kg/m^3 , mostra però che l'yield stress di circa 25 Pa non è sufficiente ad ottenere una pasta cementizia alleggerita con schiuma, con densità secca target pari ad 800 kg/m^3 , estraibile dopo 5 minuti dal termine della miscelazione. L'abbassamento finale registrato, raggiunto già dopo 2 minuti dall'estrusione, risulta essere del 20%, Figura 5.43 a), nettamente inferiore rispetto a quello che caratterizzava i calcestruzzi schiumati di densità secca pari a 400 kg/m^3 , ma molto prossimo, addirittura leggermente superiore, rispetto a quello determinato in corrispondenza della massa volumica secca di 600 kg/m^3 , segno di un comportamento molto simile in termini di tenuta dimensionale in corrispondenza di queste densità. Lo spanciamento finale del provino, Figura 5.43 b), si attesta su 1,12 cm.



a)

b)

Figura 5.43 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m^3 dopo 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Prova a shear rate costante a 20 minuti

I risultati della prova con shear rate pari a 5 Hz effettuata dopo 20 minuti dal termine della fase di miscelazione su una pasta di calcestruzzo schiumato di densità effettiva allo stato fresco pari a 1018 kg/m^3 hanno fornito un yield stress di 39,32 Pa, Figura 5.44, e una viscosità plastica di 2,88 Pa·s, Figura 5.45. L'incremento dell'yield stress dovuto all'invecchiamento del campione risulta essere del 60%, mentre quello dovuto all'incremento della densità si attesta sul 27% e sul 47% circa nei confronti dei 600 kg/m^3 e dei 400 kg/m^3 rispettivamente. Si conferma una volta di più la trascurabilità dell'influenza della densità sulla viscosità della miscela determinata con questa metodologia anche per via dei possibili fenomeni precedentemente ricordati.

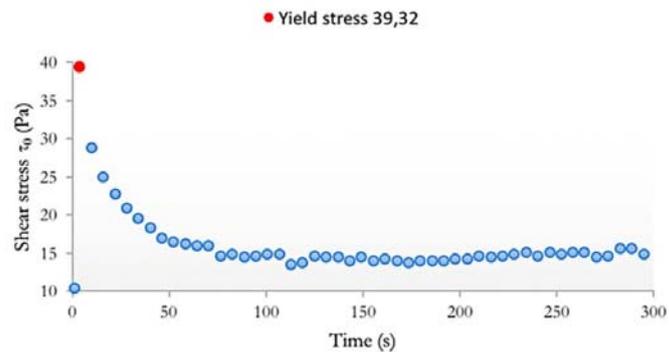


Figura 5.44 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

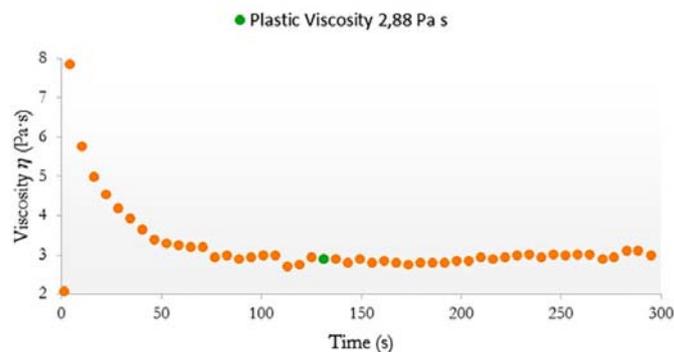


Figura 5.45 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 20 minuti

In Figura 5.46 vengono riportate la curva di flusso e la retta di Bingham che la interpreta determinate su una pasta cementizia alleggerita con schiuma con densità effettiva allo stato fresco pari a 1023 kg/m^3 . L'yield stress di $43,73 \text{ Pa}$ è certamente confrontabile con quello relativo alla determinazione effettuata con shear rate costante e precedentemente discussa. Anche le considerazioni sugli incrementi del carico di snervamento con l'invecchiamento del campione e con il crescere della densità possono essere opportunamente estesi al caso in esame.

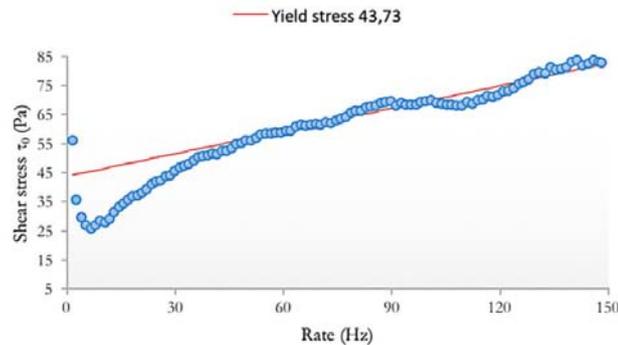


Figura 5.46 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 20 minuti

L'extrusion test, di cui non è disponibile la documentazione fotografica, evidenzia come nemmeno ad un carico di snervamento prossimo ai 40 Pa si associ la possibilità di estrarre il calcestruzzo schiumato classico a densità secca pari ad 800 kg/m^3 ; l'abbassamento percentuale pari al $12,78\%$, determinato su una pasta di densità effettiva allo stato fresco pari a 1013 kg/m^3 , è infatti ancora ben lontano dall'essere nullo. Anche nella determinazione a 20 minuti dal termine della fase di miscelazione si evidenzia un comportamento in termini di andamento dell'abbassamento percentuale nel tempo dell'estruso di densità secca target pari ad 800 kg/m^3 molto simile a quello già mostrato dal calcestruzzo schiumato a 600 kg/m^3 . La circostanza di una praticamente identica deformazione dell'estruso permette di affermare che un yield stress di poco superiore a 31 Pa associato alla densità di 600 kg/m^3 si comporta, in termini di tenuta dimensionale del materiale alla stessa stregua dell'yield stress prossimo ai 40 Pa in corrispondenza di una massa volumica secca pari ad 800 kg/m^3 . Questo, come del resto atteso, mette in luce la necessità di dover definire diversi valori di soglia dell'yield stress affinché un calcestruzzo schiumato possa essere definito estraibile alle diverse densità, non potendosi definire un unico valore che valga in generale per qualunque miscela, così come nel caso dei calcestruzzi ordinari [160].

Rispetto al precedente extrusion test, l'ulteriore attesa fino ai 20 minuti ha consentito di ridurre l'abbassamento percentuale nella configurazione assestata del provino del 56% .

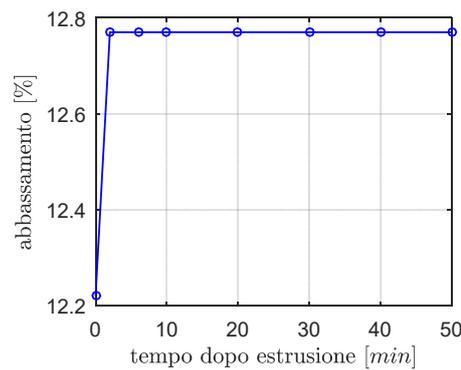


Figura 5.47 Andamento nel tempo dell'abbassamento dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m^3 dopo 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 40 minuti

L'ultima indagine di caratterizzazione reologica sui calcestruzzi schiumati classici effettuata su una miscela di densità effettiva allo stato fresco pari a 1011 kg/m^3 dopo un'attesa di 40 minuti dal termine della miscelazione ha esitato un yield stress di $61,50 \text{ Pa}$, Figura 5.48, e una viscosità plastica di $4,63 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, Figura 5.49.

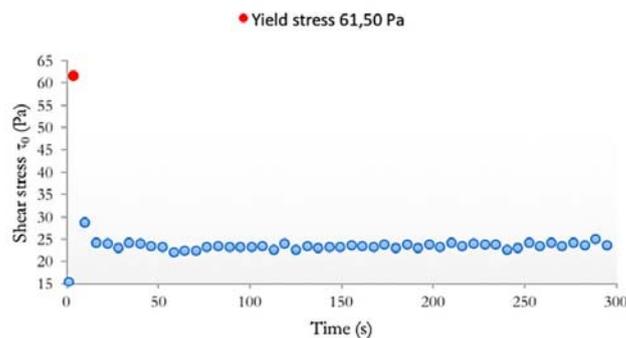


Figura 5.48 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz : determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Stavolta l'incremento dell'yield stress rispetto all'attesa di 20 minuti è del 56%, mentre rispetto ai 5 minuti del 151%, segno evidente di un maggior effetto dell'invecchiamento della miscela al crescere della quantità di cemento presente nell'unità di volume proprio per via della maggior incidenza dell'evolvere dei processi di idratazione della pasta stessa, ritardati in minor misura dalla più bassa quantità di schiuma presente. L'effetto della densità, invece, dà luogo ad un incremento dell'yield stress del 66% rispetto alla medesima determinazione effettuata su paste con densità secca target di 600 kg/m^3 e dell'81% rispetto a quella su paste di 400 kg/m^3 . Stavolta è

significativo anche l'incremento di viscosità plastica, pari al 61% rispetto alla determinazione a 20 minuti, che testimonia l'assenza della problematica legata al deposito di una sottile pellicola d'acqua sulla superficie cilindrica del bob di prova per tempi di attesa così lunghi. L'aumento di viscosità plastica è sostanzioso anche in riferimento all'effetto densità: rispetto al test effettuato sulle paste di densità secca pari a 600 kg/m^3 l'incremento si attesta sul 22%, salendo intorno al 49% in riferimento ai 400 kg/m^3 .

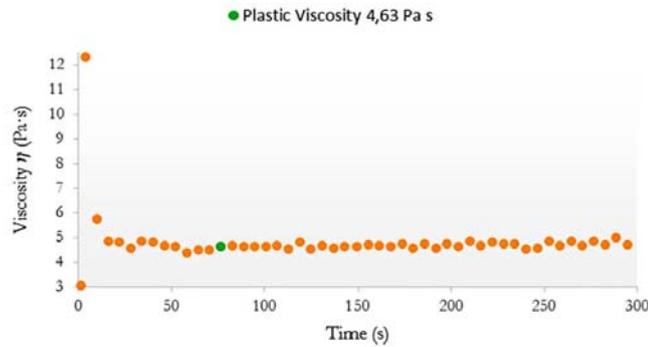


Figura 5.49 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 40 minuti

La prova a shear rate crescente effettuata su una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità effettiva allo stato fresco di 1023 kg/m^3 , Figura 5.50, mette in luce come anche in quest'ultimo caso i valori di yield stress ottenuti con le due diverse metodologie di prova impiegate nella presente attività di ricerca siano molto prossimi tra loro.

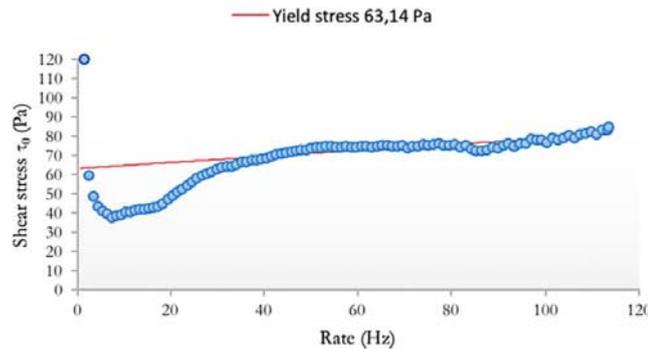


Figura 5.50 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 40 minuti

L'extrusion test effettuato su una pasta con densità effettiva allo stato fresco di 1019 kg/m^3 , ha evidenziato un abbassamento ultimo percentuale dell'8,44%, Figura 5.51 a). L'yield stress di poco superiore a 61 Pa associato a questa condizione non dà luogo ad una green strength dell'estruso tale da permetterne un'estrusione efficace, Figura 5.51 b). Dunque il calcestruzzo schiumato classico non è capace di tenere la propria forma nemmeno dopo 40 minuti di attesa dal termine della fase di miscelazione ad una densità secca target di 800 kg/m^3 . Lo spanciamento associato a quest'ultima valutazione risulta pari a 0,64 cm.

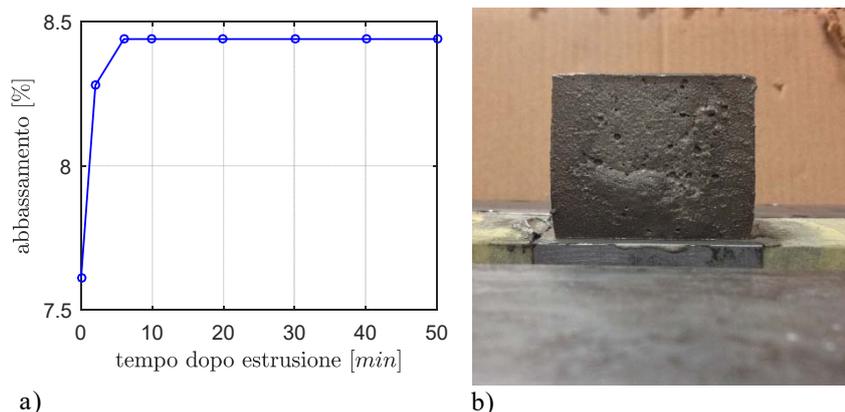


Figura 5.51 Andamento nel tempo dell'abbassamento percentuale dell'estruso in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m^3 dopo 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione a); foto del provino al termine dell'extrusion test b)

Confronti

I grafici riepilogativi delle attività di ricerca volte a determinare il comportamento reologico delle paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 riportati nelle Figura 5.52, Figura 5.53, Figura 5.54, e Figura 5.55, per le determinazioni dell'yield stress, con le due diverse modalità impiegate, della viscosità plastica e dell'abbassamento percentuale ottenuto mediante l'extrusion test rispettivamente offrono un quadro complessivo di tutti i commenti precedentemente forniti a supporto delle risultanze sperimentali. Così come già fatto notare nel caso della sperimentazione relativa alle paste cementizie alleggerite con schiuma caratterizzate da una massa volumica secca di 600 kg/m^3 , per gli stessi motivi illustrati in quell'occasione anche qui si può notare un netto discostamento degli andamenti delle curve rappresentanti le diverse grandezze investigate al variare del tempo di esecuzione dei test.

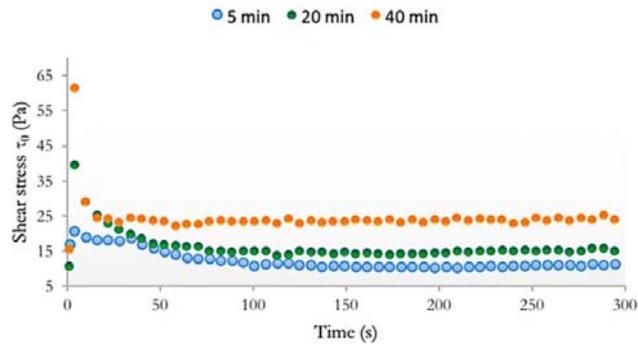


Figura 5.52 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo di prova con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

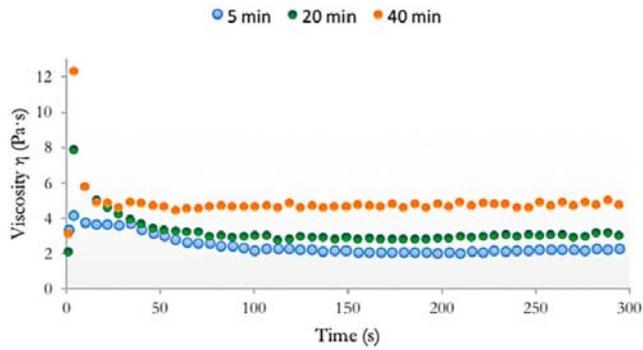


Figura 5.53 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo di prova con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

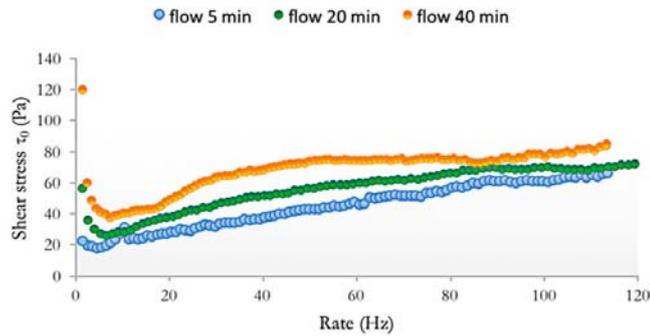


Figura 5.54 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato classico con densità secca target di 800 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

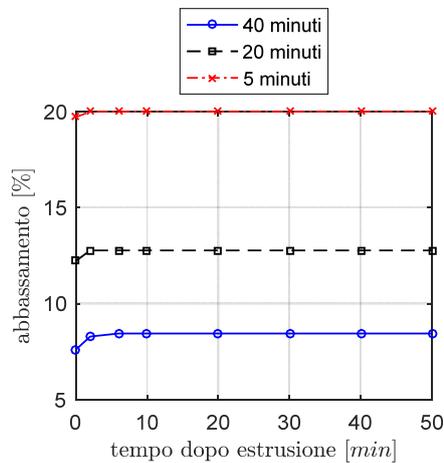


Figura 5.55 Confronto tra gli andamenti nel tempo degli abbassamenti percentuali degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico con densità secca target pari a 800 kg/m^3 al variare del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione

5.4.4 Effetto della densità sulle proprietà reologiche dei CSC

Sebbene già discussi, gli effetti della densità sulle proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati classici, non evidenti nei grafici precedentemente illustrati, sono messi in risalto nelle Figura 5.56, Figura 5.57 e Figura 5.58. In particolare, nella prima viene mostrato l'effetto della densità secca target sui valori dell'yield stress determinati attraverso le due metodologie precedentemente illustrate anche al variare del tempo di attesa per l'esecuzione della prova. La figura mette in luce come il carico di snervamento cresca leggermente sia al crescere della densità che del tempo di invecchiamento delle paste, sebbene quest'ultimo abbia un'influenza

leggermente maggiore. Il trend di crescita del carico di snervamento può ritenersi approssimativamente lineare nel caso della determinazione a 5 minuti e, con minor precisione anche a 20 minuti, sebbene già in questo caso e soprattutto nella determinazione a 40 minuti, dove il trend di crescita non può essere considerato lineare, si registra un più marcato incremento della resistenza al taglio offerta dal materiale nel caso del passaggio da 600 kg/m³ ad 800 kg/m³ a causa, come spiegato, della maggior presenza di cemento nell'unità di volume e della contestuale minore quantità di schiuma, circostanze che danno luogo ad un più rapido procedere delle reazioni di idratazione della pasta cementizia e, conseguentemente, ad un incremento maggiore dell'yield stress. La stessa figura permette di avere contezza anche dell'ottima corrispondenza tra i valori di yield stress ottenuti mediante la prova a shear rate costante e quelli dall'interpretazione secondo il modello di Bingham delle curve di flusso ricavate da una prova con shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz.

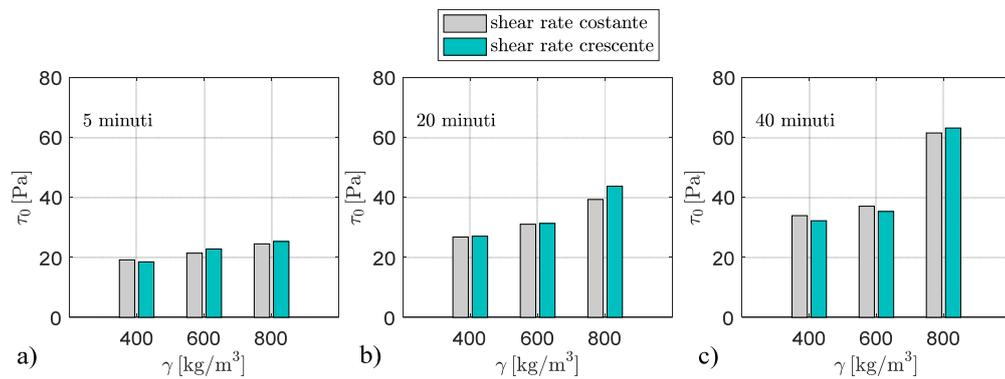


Figura 5.56 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato classico al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)

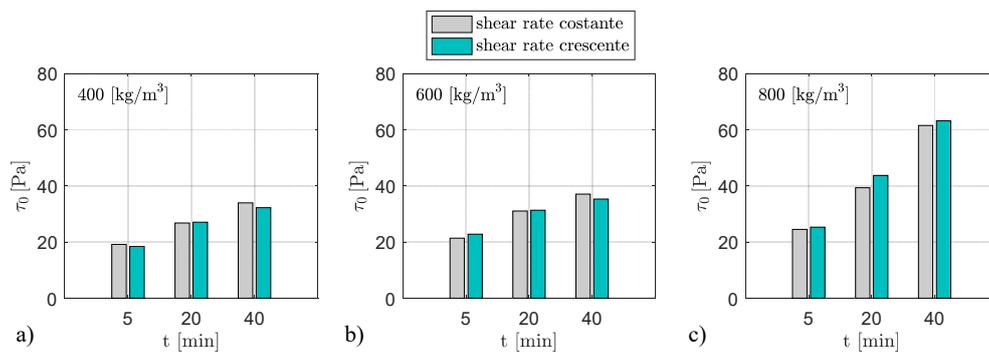


Figura 5.57 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato classico al variare del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione e della densità secca target: 400 kg/m³ a); 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

Dalla Figura 5.57 si evince, invece, come la crescita dell'yield stress con il tempo di indagine, per fissata densità secca target, sia approssimativamente lineare in tutti i casi investigati, sebbene, come già messo in luce, sia leggermente superiore nel passaggio da 5 a 20 minuti piuttosto che in quello successivo da 20 a 40 minuti; inoltre, per i motivi già ricordati, il trend di crescita risulta maggiore nel caso delle paste con massa volumica secca target pari ad 800 kg/m^3 .

In Figura 5.58 è invece riportato l'abbassamento percentuale ottenuto tramite l'ideato extrusion test, che permette di avere contezza della tenuta dimensionale di un calcestruzzo schiumato caratterizzato da una certa densità secca target e da un determinato valore di yield stress.

Le maggiori difficoltà di tenuta dimensionale nel green state sono associate alle più basse densità investigate, mentre il comportamento associato alle densità di 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 è approssimativamente paragonabile. In ogni caso l'attività di ricerca ha messo in luce come i calcestruzzi schiumati classici non possano essere efficacemente estrusi nemmeno in corrispondenza di tempi di attesa di 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione.

L'attività sperimentale sui calcestruzzi schiumati classici ha dunque permesso di caratterizzarne compiutamente il comportamento reologico nel range di densità secca target compreso tra 400 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 fornendo un contributo essenziale per una migliore comprensione di questo materiale essendo la letteratura scientifica del settore ancora priva di caratterizzazioni di questo tipo.

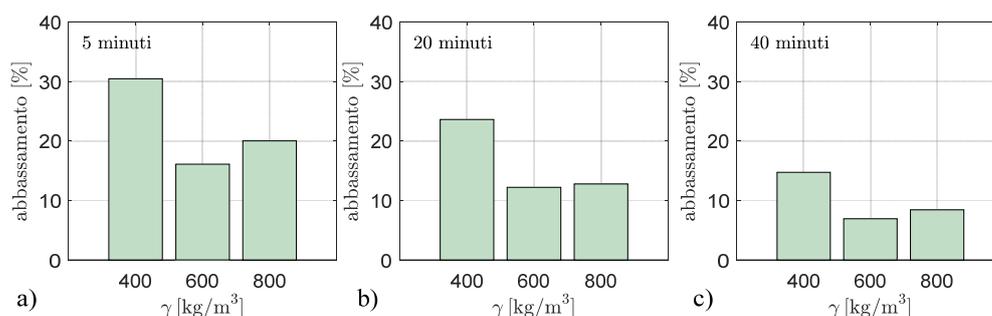


Figura 5.58 Confronto tra i valori massimi degli abbassamenti percentuali determinati attraverso l'extrusion test degli estrusi in calcestruzzo schiumato classico al variare della densità secca target e del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)

5.5 Caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati estrudibili

In questo paragrafo vengono presentate dapprima le risultanze sperimentali riguardanti la caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati estrudibili e, successivamente, i confronti con le stesse determinazioni effettuate sui corrispondenti schiumati classici. Evidentemente, dunque, il campo di indagine è identico a quello già illustrato in fase di presentazione dei test di caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati classici: tre diverse densità secche target (400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3) e tre diversi tempi di attesa dal termine della miscelazione (5 minuti, 20 minuti e 40 minuti). La preparazione delle paste cementizie alleggerite con schiuma estrudibili, viene effettuata in modo identico a quanto illustrato al Paragrafo 4.5.1 relativamente ai campioni preparati con una velocità di rotazione della frusta miscelatrice pari a 3000 rpm,

utilizzando gli stessi materiali e le stesse densità allo stato fresco γ_f già richiamati al Paragrafo 5.4: CEM I 52,5R, a/c pari a 0,3 e schiume di densità pari a 80 ± 10 g/l ottenute da tensioattivo Foamin C[®] per quanto riguarda i primi e 520 ± 50 kg/m³, 800 ± 50 kg/m³ e 1000 ± 50 kg/m³ per quanto concerne le seconde. Viene anche qui ribadito che, effettuata una prova, il materiale testato va mandato a discarica, in quanto il nuovo impiego di una miscela già sottoposta a prova, sebbene essa possa continuare a mantenersi nel green state, potrebbe inficiare i risultati ottenuti. Le modalità di esposizione delle evidenze sperimentali seguono l'iter già impiegato nell'ambito dei calcestruzzi schiumati classici.

5.5.1 Densità secca target di 400 kg/m³

Prova a shear rate costante a 5 minuti

L'esito della prova per le determinazioni dell'yield stress e della viscosità plastica effettuata nella modalità di shear rate pari a 5 Hz sugli innovativi calcestruzzi schiumati estraibili con densità secca target pari a 400 kg/m³ e con densità effettiva allo stato fresco di 523 kg/m³ è mostrato nelle Figura 5.59 e Figura 5.60. In particolare si può evincere come l'andamento qualitativo della prova segua quanto già descritto per i calcestruzzi schiumati classici con il raggiungimento del valore di picco di resistenza al taglio offerta dal materiale (yield stress o anche carico di snervamento) durante le prime fasi del test, con successiva graduale riduzione di tale grandezza fino al suo assestamento in corrispondenza del valore associato al regime stazionario. Si conferma, anche nel caso di questo materiale, l'impossibilità di descrivere compiutamente l'iniziale tratto viscoelastico precedente al raggiungimento dell'yield stress a causa delle limitazioni dello strumento disponibile presso i laboratori del Dipartimento di Ingegneria; come già spiegato in occasione della sperimentazione sui classici, infatti, al fine di perseguire un tale obiettivo occorrerebbe un reometro capace di eseguire la prova con uno shear rate costante dell'ordine di $0,1 \div 0,01$ Hz. In ogni caso, lo studio di tale fase di comportamento reologico del sistema esula dagli obiettivi specifici della presente attività di ricerca, focalizzata esclusivamente sulla determinazione dei parametri reologici caratterizzanti il comportamento della miscela, ossia prioritariamente l'yield stress e, in secondo luogo, la viscosità plastica, la cui valutazione può essere perfettamente eseguita mediante l'impiego del reometro RM 180, come spiegato al Paragrafo 5.4.1 e come peraltro constatato dai risultati di apprezzabile qualità ottenuti in occasione delle indagini sperimentali effettuate sui calcestruzzi schiumati standard.

Questa prima prova a shear rate costante, di durata pari a 5 minuti, così come nelle sperimentazioni precedenti, effettuata dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione ha esitato un yield stress dell'innovativa pasta cementizia alleggerita con schiuma pari a 55 Pa e una viscosità plastica di 8,72 Pa·s. Per quel che concerne i confronti con le caratteristiche reologiche dei corrispondenti calcestruzzi schiumati classici si rimanda al Paragrafo 5.5.5, limitando i commenti che seguono le indagini sperimentali al solo confronto tra i diversi tempi di attesa e densità investigati.

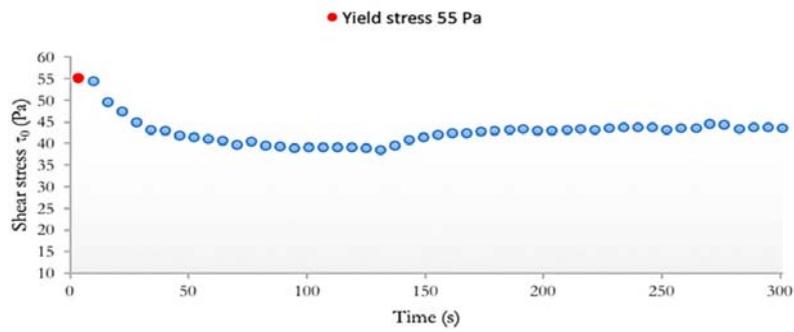


Figura 5.59 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

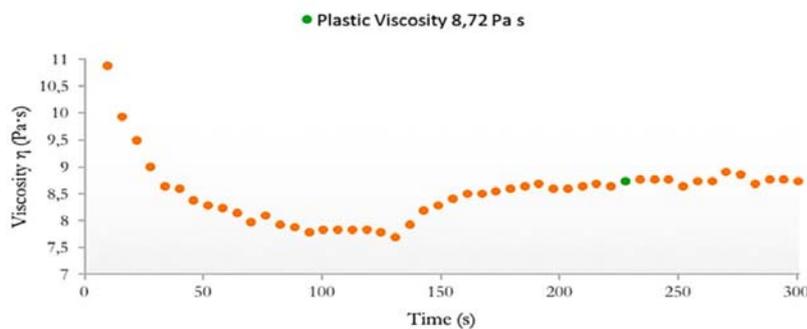


Figura 5.60 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 5 minuti

La prova a shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz effettuata su una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile di densità effettiva allo stato fresco pari a 529 kg/m^3 , Figura 5.61, il cui andamento si presta bene ad essere interpretato utilizzando il classico modello di Bingham, ha fornito un yield stress di 75,33 Pa. Tale valore risulta superiore rispetto ai 55 Pa evidenziatisi nella prova a shear rate costante mostrando una maggiore difformità tra i risultati delle due prove, comunque non qualitativamente contrastanti tra loro, rispetto al caso degli schiumati classici; tale circostanza, come verrà chiarito più avanti è giustificata dalla diversa consistenza delle due paste.

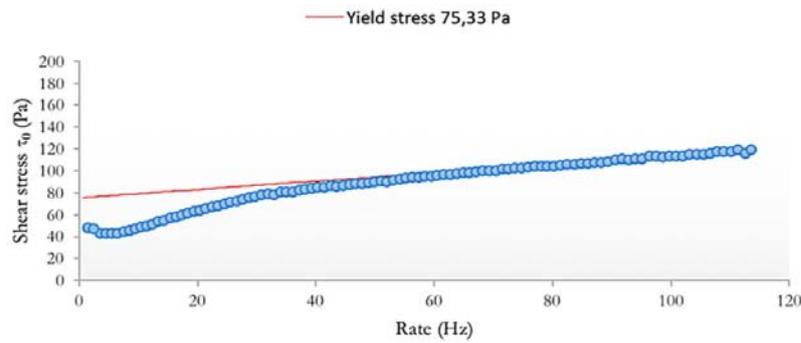


Figura 5.61 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Extrusion test a 5 minuti

La pasta dell'innovativo calcestruzzo schiumato preparata ad una densità effettiva allo stato fresco pari a 525 kg/m³ è stata sottoposta all'ideato extrusion test così da verificare l'effettiva estrudibilità del materiale e giustificarne la denominazione scelta, ossia CSE (calcestruzzo schiumato estrudibile). Come illustrato in Figura 5.62 il cubetto estruso a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione non mostra né un abbassamento istantaneo al momento dell'estrusione né un abbassamento protratto nel tempo successivo a quest'ultima dovuto ad un processo di assestamento del materiale. Per ovvie ragioni, dunque, in figura viene riportato solamente lo scatto fotografico dell'estruso. Tale sperimentazione consente di asserire con certezza che ad un valore di yield stress di 55 Pa (shear stress costante) o circa 75 Pa (shear rate crescente) corrisponde un calcestruzzo schiumato di densità secca target pari a 400 kg/m³ estrudibile. Dato il buon esito dell'extrusion test già nel green state corrispondente ad un tempo di 5 minuti dal termine delle operazioni di miscelazione è priva di significato l'esecuzione di questa prova su paste cementizie alleggerite di uguali caratteristiche a 20 e 40 minuti dalla fine della miscelazione.



Figura 5.62 Tenuta dimensionale dell'estruso in calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target pari ad 400 kg/m^3 a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 20 minuti

L'esito della prova a shear rate costante in termini di andamento della resistenza al taglio e della viscosità del campione di calcestruzzo schiumato innovativo, avente densità effettiva allo stato fresco pari a 522 kg/m^3 , nel corso dei 5 minuti di durata della determinazione è riportato nelle Figura 5.63 e Figura 5.64 rispettivamente. Dalla prima si estrapola un valore di yield stress pari a $56,80 \text{ Pa}$, mentre la viscosità plastica dedotta dalla seconda risulta essere $9,04 \text{ Pa}\cdot\text{s}$. Rispetto alla determinazione precedente si registra un incremento dell'yield stress pari al 3% di gran lunga inferiore rispetto all'incremento dell'ordine del 40% riscontrato tra le medesime determinazioni nei calcestruzzi schiumati classici. Anche l'incremento della viscosità plastica è simile a quello determinato per il carico di snervamento, attestandosi sul 4% circa. Ciò non toglie che il calcestruzzo schiumato con tali caratteristiche, già estrudibile dopo soli 5 minuti continui ad esserlo, a maggior ragione, visto anche l'aumento sia dell'yield stress che della viscosità plastica, nel caso di un'attesa di 20 minuti.

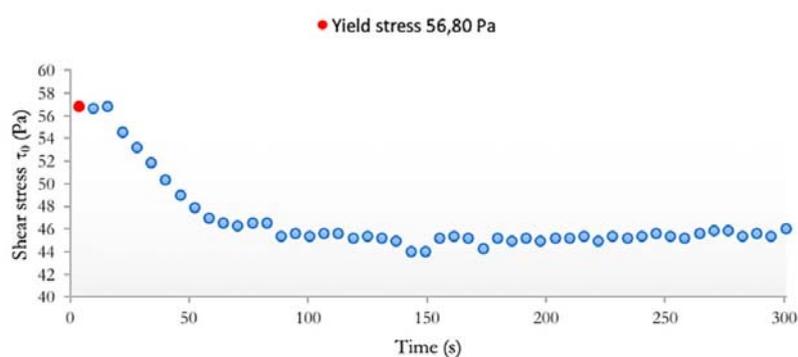


Figura 5.63 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

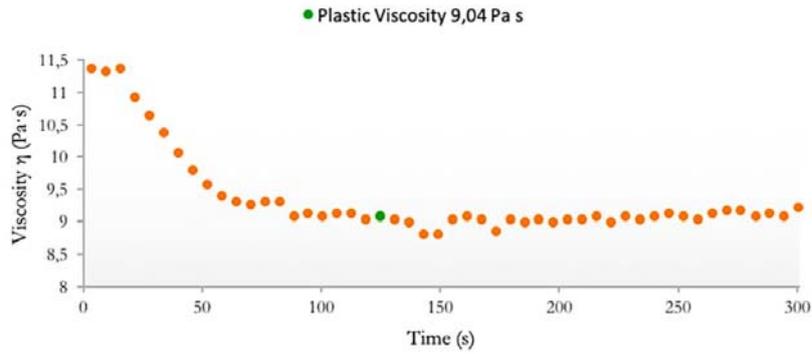


Figura 5.64 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 20 minuti

La curva di flusso, Figura 5.65, determinata attraverso la prova a shear rate crescente effettuata su una pasta di calcestruzzo schiumato additivato di densità effettiva allo stato fresco pari a 528 kg/m³ interpretata secondo il modello di Bingham ha fornito un yield stress pari ad 84,71 Pa, evidenziando anche in questo caso un valore un po' superiore rispetto alla corrispondente determinazione effettuata con shear rate costante. Questa metodologia di indagine risalta maggiormente le differenze tra i valori dell'yield stress corrispondenti a paste sperimentate dopo 5 minuti e quelle in cui l'attesa sale fino a 20 minuti, essendo stavolta l'incremento di tale valore pari a circa il 12%. Come detto, visto il raggiungimento dell'estrudibilità per paste meno consistenti, si è deciso di non effettuare l'extrusion test né in questa indagine, né nella successiva a 40 minuti dalla fine della miscelazione.

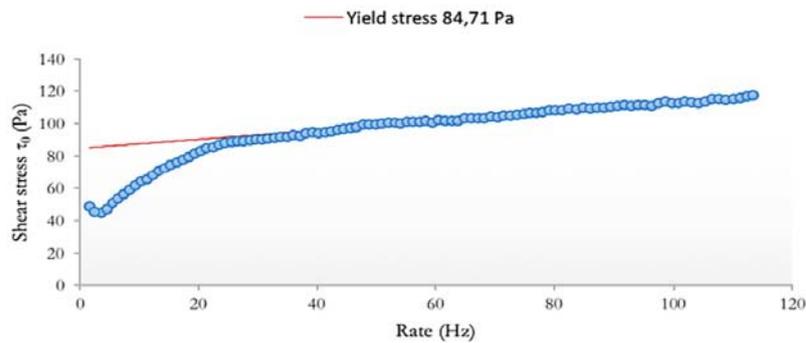


Figura 5.65 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 40 minuti

Le indagini sperimentali effettuate su una pasta con densità effettiva allo stato fresco pari a 522 kg/m^3 dopo 40 minuti dal termine della fase di miscelazione hanno evidenziato un yield stress pari a $63,97 \text{ Pa}$ e una viscosità plastica di $8,96 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, come evidenziato negli andamenti della tensione di taglio e della viscosità al variare dei 5 minuti di durata della prova condotta con shear rate pari a 5 Hz .

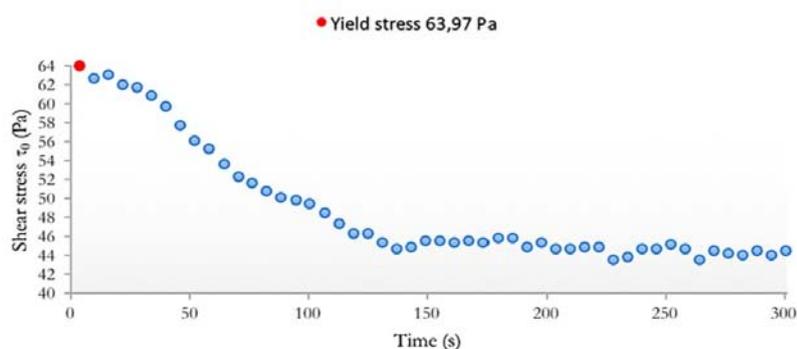


Figura 5.66 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz : determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

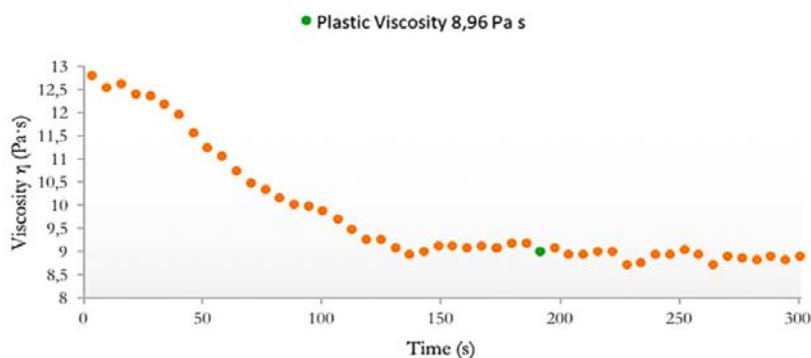


Figura 5.67 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz : determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Si registra un maggior incremento del carico di snervamento rispetto a quello manifestatosi nel caso dell'aumento del tempo di attesa da 5 a 20 minuti; questo risulta evidente dal 13% di aumento di questo parametro rispetto alla prova a 20 minuti e dal 16% circa rispetto quella a 5 minuti. Conformemente a quanto visto nei classici, l'ulteriore attesa fino a 40 minuti dalla

miscelazione non fa segnalare importanti variazioni nella viscosità plastica che rimane all'incirca costante.

In definitiva il trend di crescita dell'yield stress al crescere del tempo di invecchiamento delle paste determinato dalla prova con shear rate pari a 5 Hz non è costante, essendo ben maggiore nell'intervallo tra 20 e 40 minuti.

Prova a shear rate crescente a 40 minuti

Nel caso di un'attesa di 40 minuti, la prova a shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz illustrata in Figura 5.68, effettuata su una pasta di densità effettiva allo stato fresco pari a 530 kg/m^3 ha permesso di determinarne il valore di yield stress: 105,82 Pa. Ciò conferma l'evidenza sperimentale che, nel caso degli estrudibili con massa volumica secca target di 400 kg/m^3 , il valore del carico di snervamento ottenuto dall'interpretazione secondo Bingham della curva di flusso risulta essere maggiore di quello determinato mediante la prova con shear rate costante. L'incremento dell'yield stress ottenuto su una pasta invecchiata per 40 minuti risulta essere del 25% circa e del 40% circa rispetto al valore ottenuto su miscele invecchiate di 20 e 5 minuti rispettivamente.

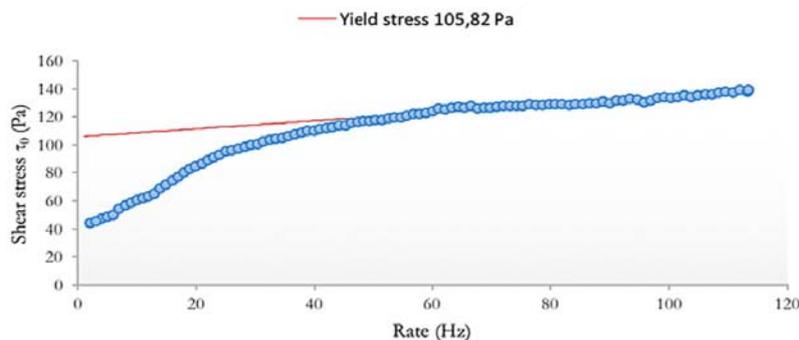


Figura 5.68 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Confronti

Le Figura 5.69, Figura 5.70 e Figura 5.71 mostrano il riepilogo delle risultanze ottenute dalle indagini effettuate per la valutazione delle proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati innovativi con densità secca target pari a 400 kg/m^3 che, come illustrato, possono a ragione evidentemente essere definiti estrudibili. In particolare, in Figura 5.69 si riporta il confronto tra le risultanze sperimentali relative alla resistenza al taglio offerta dal materiale al variare del tempo di invecchiamento, in Figura 5.70 il confronto è proposto in termini di viscosità, mentre il raffronto riportato in Figura 5.71 riguarda le curve di flusso ottenute dalle prove con shear rate crescente. L'esame delle figure mette in luce quanto riportato precedentemente nelle discussioni a corredo delle prove effettuate.

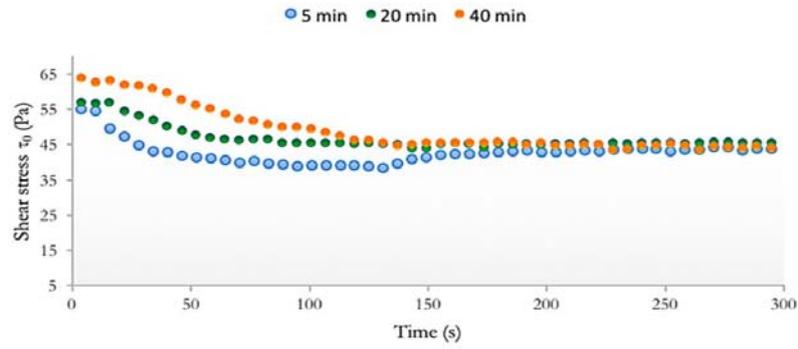


Figura 5.69 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

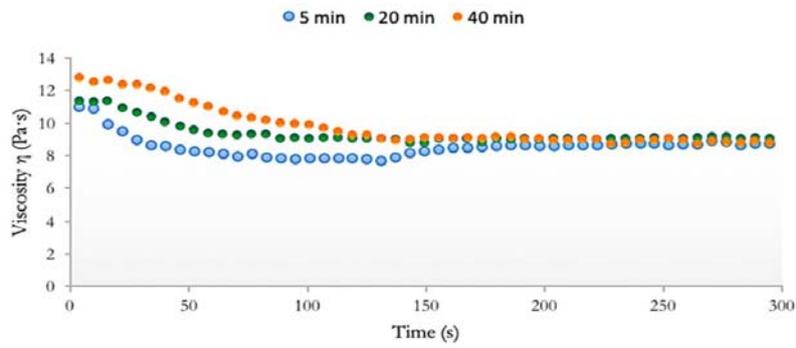


Figura 5.70 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

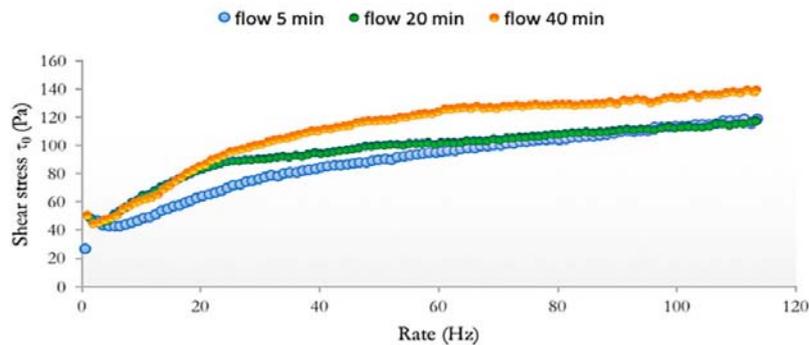


Figura 5.71 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 400 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

5.5.2 Densità secca target di 600 kg/m^3

Prova a shear rate costante a 5 minuti

Nelle Figura 5.72 e Figura 5.73 sono riportati rispettivamente gli andamenti della resistenza al taglio e della viscosità di una pasta di calcestruzzo schiumato innovativo ad una densità effettiva allo stato fresco di 818 kg/m^3 ottenuti dalla prova con shear rate pari a 5 Hz effettuata dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione. Sebbene il valore di yield stress, pari a $100,04 \text{ Pa}$, sia congruente a quanto atteso per il materiale in funzione degli esiti delle altre sperimentazioni, la risultanza della prova qui presentata mostra un'anomalia sull'andamento a lungo termine delle grandezze investigate: infatti, in tutti gli altri test a shear rate costante, sia nel caso dei calcestruzzi schiumati che degli innovativi alla densità secca target di 400 kg/m^3 , una volta innescato il flusso, i valori della resistenza al taglio e della viscosità decrescono fino a raggiungere un valore costante, mentre nel caso in questione dopo una prima fase di decrescita durante i primi 30 secondi della prova, si assiste ad un nuovo incremento delle due grandezze fino al loro assestamento in corrispondenza di un valore di poco inferiore rispetto al picco registrato nelle fasi iniziali del test. Proprio per tale ragione la durata della prova, ripetuta più volte su paste diverse alla medesima densità effettiva allo stato fresco ottenendo sempre lo stesso andamento, è stata protratta fino a 400 secondi, piuttosto che i 300 secondi solitamente impiegati per la sua esecuzione. La particolarità di questo risultato, evidenziatosi solo in corrispondenza di questa accoppiata densità – tempo di invecchiamento, è stata attribuita alla capacità che ha il materiale innovativo in queste specifiche condizioni di ricomporre il proprio network particellare manifestando il cosiddetto comportamento shear thickening dopo un primo decadimento successivo al raggiungimento dell'yield stress. La riproposizione di tale indagine sperimentale con altre metodologie di prova, quali il vane test e il taglio diretto, rappresenta un interessante spunto di ricerca che potrà certamente contribuire ad una migliore comprensione di tale fenomeno. Come accennato, ai fini del perseguimento degli obiettivi alla base della presente attività di ricerca, la prova può comunque considerarsi coerente in quanto l'yield stress determinato risulta superiore del 180% rispetto alla

medesima determinazione effettuata su paste caratterizzate da massa volumica secca target pari a 400 kg/m^3 . Inoltre, l'yield stress qui determinato risulta superiore anche rispetto a quello associato a paste estrudibili con densità secca target di 400 kg/m^3 invecchiate per 40 minuti. Si nota subito una notevole differenza con quanto determinato nello studio delle proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati classici: in quel caso l'incidenza dell'aumento della densità sul valore dell'yield stress non era così marcato come nel caso qui investigato.

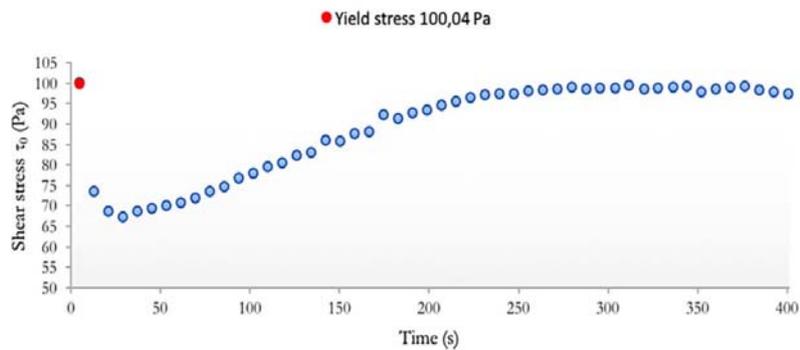


Figura 5.72 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

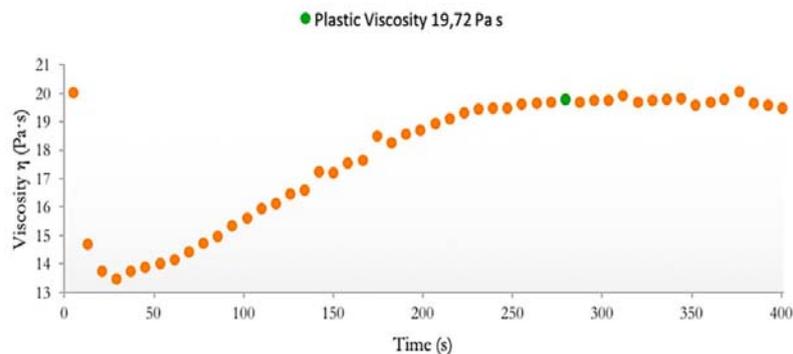


Figura 5.73 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Questo è dovuto al fatto che a causa della maggiore consistenza delle paste cementizie innovative alleggerite con schiuma, una minore quantità di quest'ultima, legata al raggiungimento di una massa volumica target più alta, incide in modo considerevole sulle proprietà reologiche della pasta stessa. L'elevatissimo valore di viscosità plastica, risultato essere pari a $19,72 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, è invece

strettamente connesso al particolare comportamento del materiale evidenziatosi in questa determinazione.

Prova a shear rate crescente a 5 minuti

L'andamento della curva di flusso, Figura 5.74, determinata mediante la prova con shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz, effettuata su una pasta con massa volumica effettiva allo stato fresco pari a 810 kg/m^3 , risulta invece qualitativamente analoga a quelle già discusse e, dunque, interpretabile mediante il modello di Bingham.

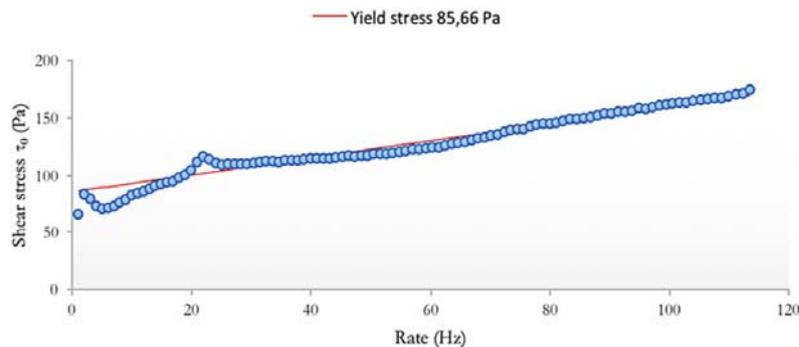


Figura 5.74 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Il valore di yield stress così determinato, pari ad $85,66 \text{ Pa}$, conferma quanto già evidenziatosi nel corso della sperimentazione su tale materiale innovativo alla densità secca target di 400 kg/m^3 : a differenza di quanto capitava per i classici, qui si registra una più marcata differenza tra i valori di yield stress determinati con le due diverse metodologie. La conferma di tale evidenza sperimentale, tangibile anche nelle sperimentazioni trattate nel prosieguo, è indice di un comportamento decisamente più non-newtoniano del materiale innovativo. In ogni caso il valore determinato risulta coerente con le attese, facendo registrare un incremento pari al 14% circa rispetto la medesima determinazione effettuata a densità di 400 kg/m^3 . Questa seconda metodologia investigativa mette dunque meno in risalto l'effetto della densità sul valore dell'yield stress, risultando in un incremento comparabile a quello che contraddistingueva i calcestruzzi schiumati classici. È evidente, quindi, come la modalità di prova incida molto più nel caso dei calcestruzzi schiumati innovativi, circostanza che spinge ancor più verso nuove attività di ricerca attraverso altre tecniche investigative, come i già ricordati vane test e taglio diretto, che certamente contribuiranno a migliorare la comprensione generale del comportamento reologico di questo materiale.

Extrusion test a 5 minuti

L'extrusion test effettuato sulla pasta cementizia alleggerita con schiuma innovativa con densità effettiva allo stato fresco pari ad 807 kg/m^3 ha confermato, così come accadeva per la

densità secca target di 400 kg/m^3 , la perfetta tenuta dimensionale dell'estruso, Figura 5.75, e l'assenza di movimenti di assestamento nelle fasi successive all'estrusione stessa: la denominazione calcestruzzo schiumato estrudibile è coerente anche per la densità secca target di 600 kg/m^3 . Dunque, il valore di yield stress pari a $100,04 \text{ Pa}$ (shear rate costante) o $85,66 \text{ Pa}$ (shear rate crescente) è sufficiente affinché un calcestruzzo schiumato di densità secca target pari a 600 kg/m^3 possa definirsi estrudibile. Evidentemente tale materiale, a maggior ragione, risulterà estrudibile anche dopo 20 e 40 minuti di invecchiamento, ragion per cui quelle paste cementizie non verranno sottoposte all'extrusion test.

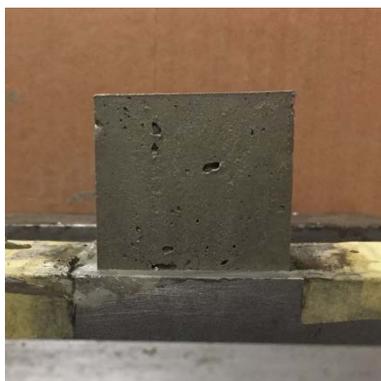


Figura 5.75 Tenuta dimensionale dell'estruso in calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target pari ad 600 kg/m^3 a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 20 minuti

I risultati della prova con shear rate pari a 5 Hz in termini di yield stress e di viscosità plastica effettuati sul calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target di 600 kg/m^3 e densità effettiva allo stato fresco pari ad 814 kg/m^3 , dopo 20 minuti dal termine della fase di miscelazione sono riportati nelle Figura 5.76 e Figura 5.77. Continua a confermarsi, come atteso, la crescita del carico di snervamento, qui pari a $139,03 \text{ Pa}$, con l'invecchiamento del materiale, avendosi un incremento del 39% circa rispetto la medesima determinazione effettuata dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione. È interessante notare come si torni ad avere il classico andamento qualitativo della resistenza al taglio e della viscosità del materiale nel corso della prova che, a seguito delle risultanze anomale associate alla determinazione a 5 minuti, è stata estesa alla durata di 400 secondi. Invece, l'incremento dell'yield stress rispetto alla medesima determinazione effettuata alla densità secca target di 400 kg/m^3 , pari al 145% circa, mette in luce come, a differenza del calcestruzzo schiumato classico, dove la maggiore incidenza sull'incremento dell'yield stress era quella legata all'invecchiamento del materiale, nel caso degli innovativi, sia più influente, prendendo in considerazione il passaggio da 400 kg/m^3 a 600 kg/m^3 proprio l'effetto della massa volumica, come già messo in luce nel caso dell'indagine a 5 minuti.

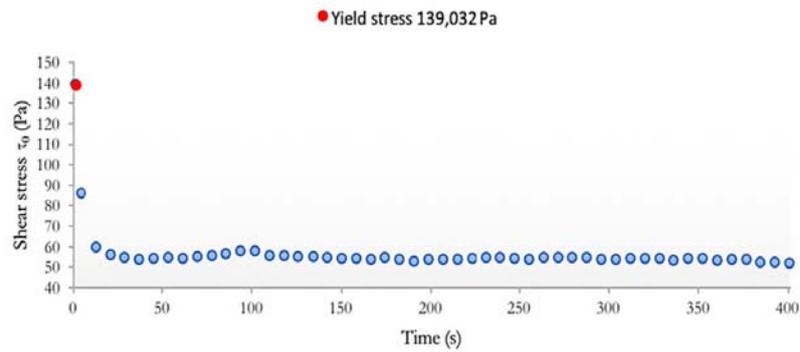


Figura 5.76 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

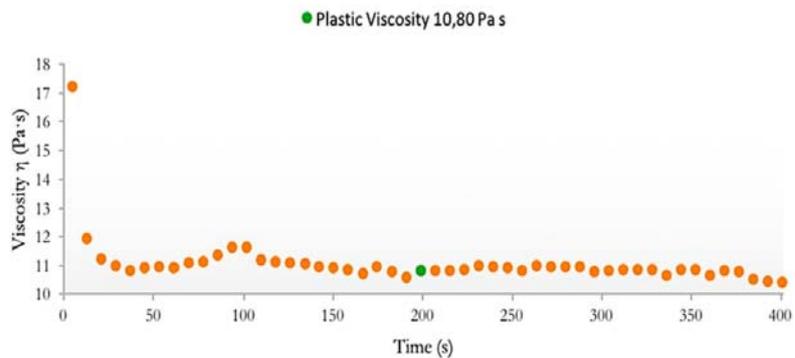


Figura 5.77 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Per quel che riguarda la viscosità plastica, pari a $10,80 \text{ Pa}\cdot\text{s}$, l'incremento dovuto all'aumento di densità si attesta nell'ordine del 19%.

Prova a shear rate crescente a 20 minuti

La Figura 5.78 conferma la tendenza che vede la determinazione di un valore di yield stress di poco inferiore interpretando con il modello di Bingham la curva di flusso ottenuta dalla prova con shear rate crescente rispetto al valore valutato con la prova a sfera rate costante. Il carico di snervamento pari a $121,76 \text{ Pa}$ mostra un aumento del 42% rispetto la medesima determinazione effettuata a 5 minuti e del 44% rispetto quella ad un identico tempo di invecchiamento, ma su paste di densità secca target pari a 400 kg/m^3 . Anche qui la maggior incidenza della densità rispetto

all'invecchiamento sull'incremento dell'yield stress è molto meno marcata, rispetto a quanto messo in luce dalla metodologia di indagine con shear rate costante.

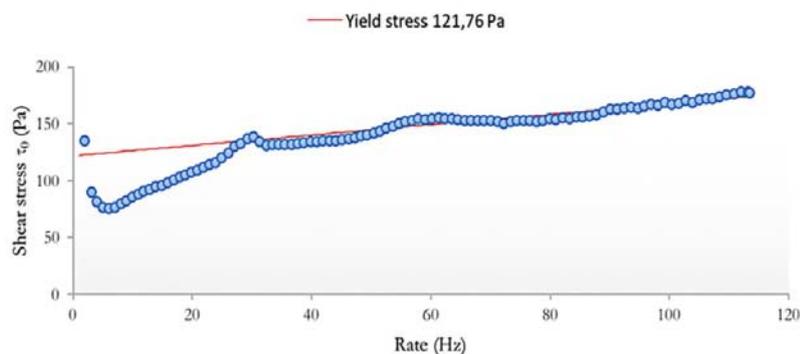


Figura 5.78 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 40 minuti

Le Figura 5.79 e Figura 5.80 mostrano gli andamenti della resistenza al taglio e della viscosità di calcestruzzi schiumati innovativi con densità effettiva allo stato fresco pari a 815 kg/m^3 dopo 40 minuti dal termine della fase di miscelazione risultanti dalla prova con shear rate pari a 5 Hz di durata 400 secondi. La pasta, certamente estrudibile, è caratterizzata da un valore di yield stress pari a 264,51 Pa e da una viscosità plastica di 9,02 Pa·s. Dunque, mentre quest'ultima non fa registrare incrementi rispetto alla determinazione a 20 minuti, l'yield stress risulta essersi incrementato dell'89% e del 164% circa rispetto alle determinazioni effettuate rispettivamente dopo 20 e 5 minuti dal termine delle operazioni di miscelazione, mostrando una crescita approssimativamente costante con il passare del tempo entro i primi 40 minuti. L'aumento rispetto la medesima sperimentazione effettuata però su paste con massa volumica secca target di 400 kg/m^3 si attesta sul 313%, confermando il maggior effetto della densità rispetto all'invecchiamento già evidenziato nelle precedenti prove sul calcestruzzo estrudibile effettuate con shear rate costante.

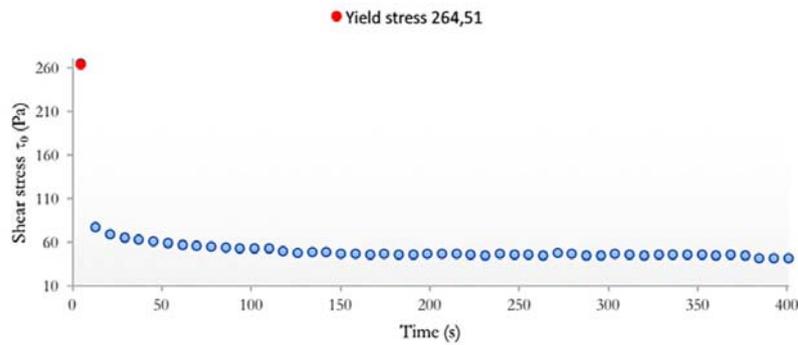


Figura 5.79 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

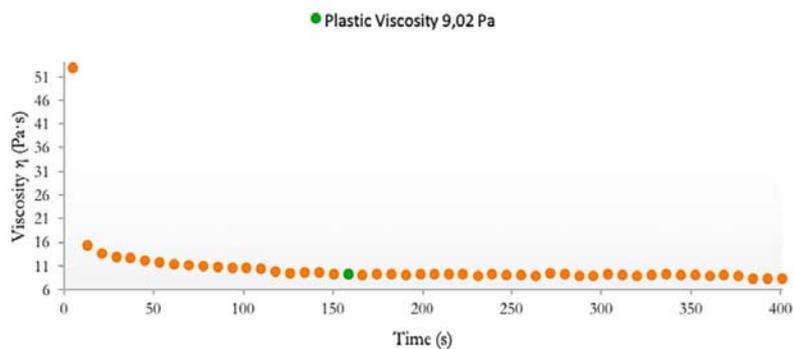


Figura 5.80 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 40 minuti

L'andamento ottenuto dalla prova a shear rate crescente, illustrato in Figura 5.81, mette in luce come questa metodologia non sia utilmente impiegabile sui calcestruzzi schiumati estrudibili con densità secca target di 600 kg/m^3 dopo 40 minuti dal termine della fase di miscelazione. L'yield stress di 71,30 Pa, totalmente in disaccordo con quanto determinato attraverso la sperimentazione con shear rate costante è, addirittura, il più basso tra tutti quelli determinati nelle varie indagini già presentate sui calcestruzzi schiumati estrudibili, evidenziando ancor più l'inadeguatezza fisica di tale determinazione sperimentale. Come risulta chiaro dall'analisi dell'andamento della resistenza al taglio offerta dal materiale al crescere dello shear rate l'esito negativo dell'indagine è dovuto alla circostanza che il materiale, probabilmente per il più rapido avanzare delle reazioni di idratazione nel lasso di tempo tra 20 e 40 minuti per via della presenza di una maggiore quantità

di cemento nell'unità di volume e ad una contestuale minore porosità rispetto al caso della densità di 400 kg/m^3 , superato lo snervamento nei primi istanti del test, non riesce più a ricostituire il suo network particellare al crescere dello shear rate imposto al bob di prova, risultando in un andamento costante della resistenza offerta al procedere del test, non più interpretabile efficacemente con il modello di Bingham.

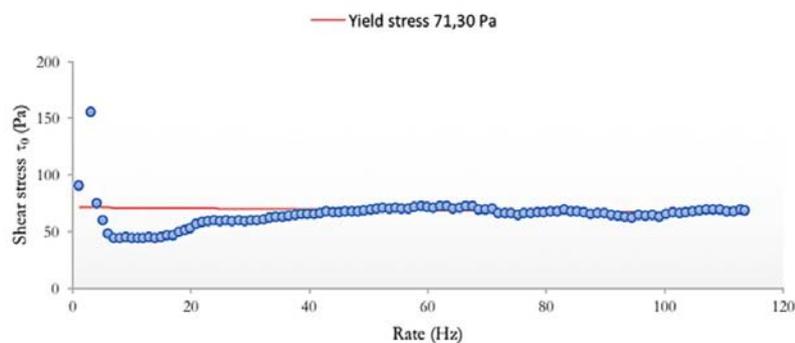


Figura 5.81 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Confronti

Il riepilogo delle indagini sperimentali effettuate sui calcestruzzi schiumati estrudibili a densità secca target di 600 kg/m^3 al variare dei tempi di attesa dalla fine delle operazioni di miscelazione è riportato nelle Figura 5.82, Figura 5.83 e Figura 5.84, rispettivamente per quel che riguarda gli andamenti della resistenza al taglio in condizioni di shear rate costante, della viscosità ottenuta dalla medesima prova e della resistenza al taglio in condizioni di shear rate crescente.

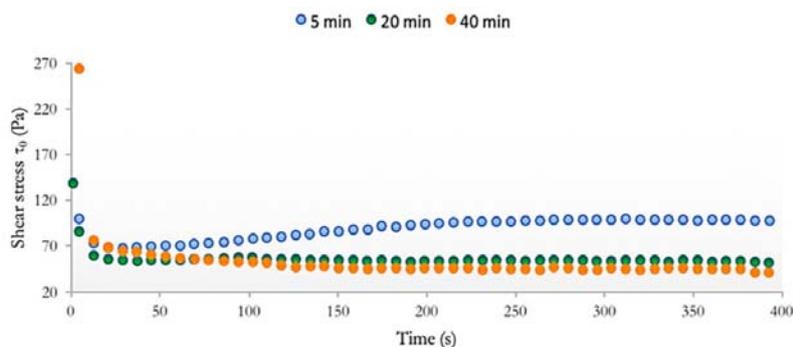


Figura 5.82 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m^3 per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

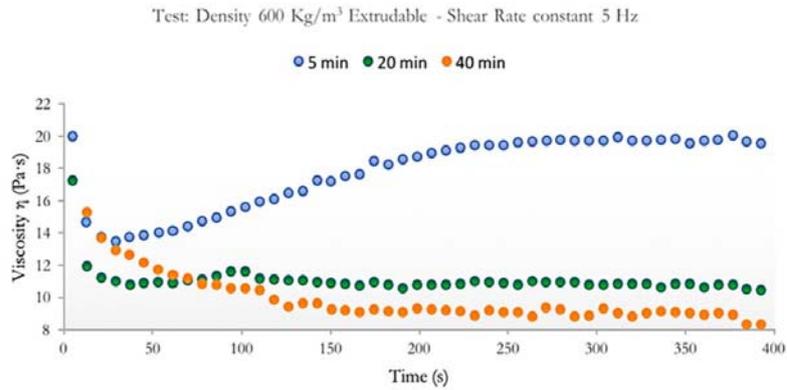


Figura 5.83 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

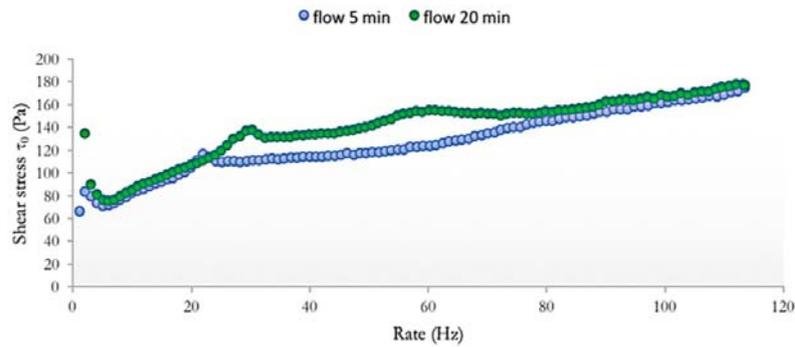


Figura 5.84 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 600 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

Le prime due figure mettono bene in luce l'anomalia di comportamento che caratterizza i calcestruzzi schiumati estrudibili con densità secca target di 600 kg/m³ sottoposti a prova dopo 5 minuti dal termine del confezionamento, mentre l'ultima è priva dell'andamento della tensione di taglio relativa ad un'attesa di 40 minuti per via dell'inadeguatezza di tale prova per la quantificazione delle proprietà reologiche possedute dalle miscele investigate in questa condizione.

5.5.3 Densità secca target di 800 kg/m³

Prova a shear rate costante a 5 minuti

L'yield stress, pari a 151,81 Pa, e la viscosità plastica, uguale a 17,70 Pa·s, valutate mediante la prova eseguita con shear rate pari a 5 Hz su una pasta di calcestruzzo schiumato innovativo avente densità effettiva allo stato fresco pari a 1010 kg/m³ vengono riportati nelle Figura 5.85 e Figura 5.86 rispettivamente. Si conferma il trend di crescita del carico di snervamento rispetto alla determinazione al medesimo tempo di attesa, relativa però ad una pasta con densità secca target di 600 kg/m³, che risulta essere pari al 52%. Si nota come l'yield stress associato a questa determinazione sia superiore anche a quello relativo ad una pasta di densità secca target pari a 600 kg/m³ invecchiata per 20 minuti.

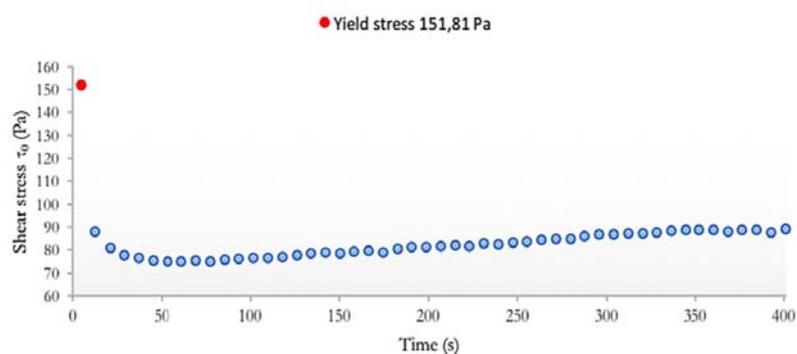


Figura 5.85 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

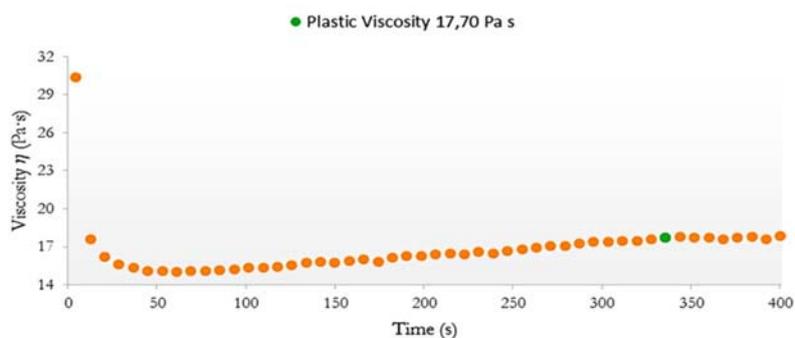


Figura 5.86 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m³ a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 5 minuti

Le paste di calcestruzzo innovativo con densità secca target di 800 kg/m^3 , sottoposte alla determinazione della resistenza al taglio con shear rate crescente da 0 Hz a 120 Hz dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione, così come accadeva alle altre densità secche target investigate, non risentono dei fenomeni di destrutturazione che hanno inficiato la medesima determinazione nel caso di densità secca target pari a 600 kg/m^3 e attesa di 40 minuti.

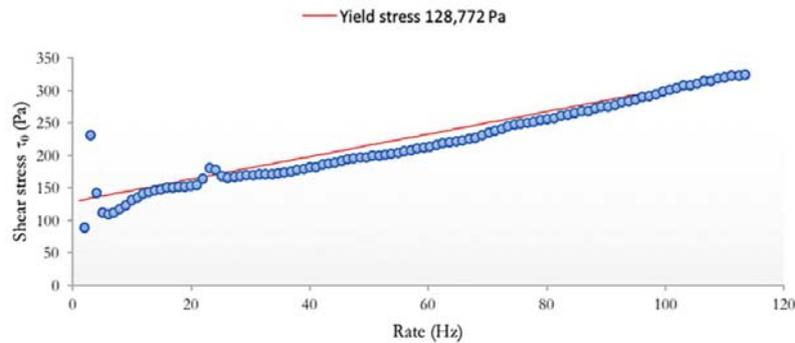


Figura 5.87 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m^3 a 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione

L'interpretazione della prova, Figura 5.87, effettuata su una pasta con densità allo stato fresco di 1008 kg/m^3 , secondo il modello di Bingham ha fornito un valore di yield stress di $128,77 \text{ Pa}$, facendo registrare un incremento del 50% rispetto la medesima sperimentazione effettuata su paste estrudibili di densità secca target pari a 600 kg/m^3 .

Extrusion test a 5 minuti

L'extrusion test effettuato su una pasta di calcestruzzo schiumato innovativo con densità effettiva allo stato fresco pari a 1020 kg/m^3 a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione, Figura 5.88, ha suggellato l'estrudibilità del materiale non essendo quest'ultimo caratterizzato né da cedimenti istantanei al momento dell'estrusione, né da cedimenti differenziali nel tempo dovuti a fenomeni di assestamento susseguenti all'estrusione stessa. Dunque, un yield stress di $151,80 \text{ Pa}$ (shear stress costante) o $128,77 \text{ Pa}$ (shear stress crescente) è associato ad un calcestruzzo schiumato con massa volumica secca target di 800 kg/m^3 estrudibile. Evidentemente, come già fatto in occasione delle densità precedentemente investigate, avendo già raggiunto la condizione di estrudibilità, l'ulteriore esecuzione dell'extrusion test anche per tempi di attesa di 20 e 40 minuti non aggiungerebbe alcuna informazione all'attività di ricerca, ragion per cui tali sperimentazioni non verranno effettuate.



Figura 5.88 Tenuta dimensionale dell'estruso in calcestruzzo schiumato innovativo con densità secca target pari ad 800 kg/m^3 a 5 minuti dal termine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 20 minuti

L'esito della prova di caratterizzazione reologica a shear rate costante effettuata su paste di calcestruzzo schiumato estraibile di massa volumica effettiva allo stato fresco pari a 1022 kg/m^3 dopo 20 minuti dal termine della fase di miscelazione è mostrata nelle Figura 5.89 e Figura 5.90 in termini di tensione tangenziale e viscosità rispettivamente. L'osservazione di tali risultanze permette di constatare che, nel caso degli 800 kg/m^3 , in corrispondenza di tempi di attesa di 20 minuti iniziano a verificarsi fenomeni di destrutturazione del materiale, con il distacco della pasta dal bob di prova, immediatamente recuperati negli istanti successivi della prova stessa. Quest'ultima non risulta peraltro compromessa fornendo un yield stress di $164,80 \text{ Pa}$ incrementatosi di circa il 9% rispetto la medesima determinazione effettuata dopo 5 minuti dal termine della miscelazione e del 19% circa e del 190% circa rispetto paste provate a 20 minuti di invecchiamento ma di densità secca target pari a 600 kg/m^3 e 400 kg/m^3 . Si conferma quindi che, nel caso degli estraibili, l'incidenza maggiore sull'incremento dell'yield stress lo giochi l'aumento di densità piuttosto che l'invecchiamento fino a 20 minuti del campione, trovando conferma l'ipotesi che le reazioni di idratazione subiscano una brusca accelerazione solo successivamente a tale attesa e, riguardo l'incremento con la densità, a 20 minuti questo sia prevalente nel range da 400 kg/m^3 a 600 kg/m^3 piuttosto che nel successivo passaggio da 600 kg/m^3 ad 800 kg/m^3 . Per quel che concerne la viscosità plastica, invece, essa continua a mantenersi su valori prossimi a quelli relativi alla determinazione eseguita dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione.

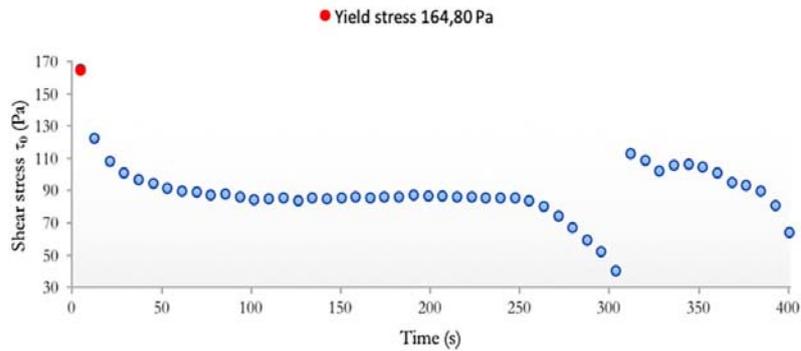


Figura 5.89 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

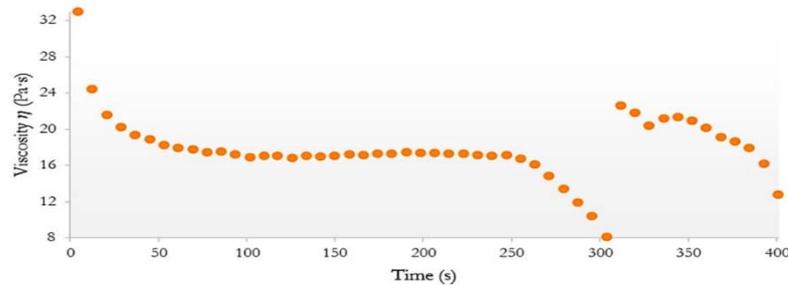


Figura 5.90 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m^3 a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate crescente a 20 minuti

Nonostante i fenomeni di destrutturazione presentatisi nella parte conclusiva della prova a shear rate costante lasciassero presagire l'inadeguatezza dei risultati che avrebbe potuto fornire la prova con shear rate crescente, come si evince dalla Figura 5.91, quest'ultima ha invece dato un esito in linea con le attese, in quanto l'interpretazione della curva di flusso con la relazione di Bingham ha messo in luce un valore di yield stress associato ad una pasta cementizia di densità secca target pari a 1028 kg/m^3 di $162,61 \text{ Pa}$; tale determinazione, sebbene leggermente inferiore è quanto di più prossimo si sia ottenuto al valore determinato mediante la metodologia a shear rate costante in tutta l'indagine sperimentale effettuata sugli schiumati estrudibili. L'incremento di questo carico di snervamento risulta essere di circa il 26% rispetto alla determinazione effettuata su paste della medesima densità ma a 5 minuti dalla fine della miscelazione e di circa il 34% e il 92% rispetto la medesima determinazione su paste di densità rispettivamente pari a 600 kg/m^3 e 400 kg/m^3 .

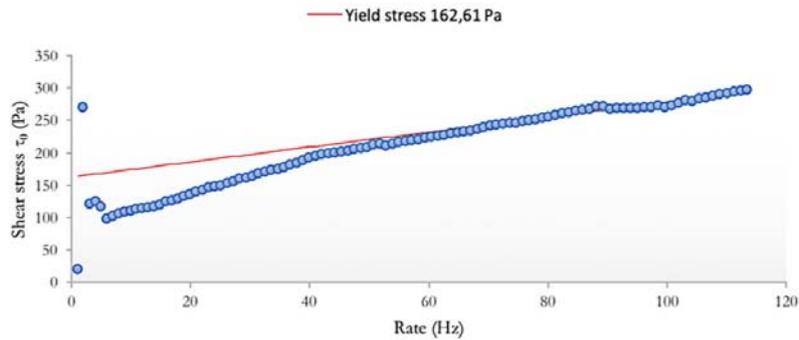


Figura 5.91 Andamento della tensione di taglio al variare dello shear rate da 0 Hz a 120 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m³ a 20 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Prova a shear rate costante a 40 minuti

L'ultimo test per la caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati estrudibili è stato effettuato su una pasta di densità effettiva allo stato fresco pari a 1014 kg/m³ dopo 40 minuti dal termine della fase di miscelazione. L'analisi degli andamenti della tensione di taglio e della viscosità al trascorrere del tempo di prova, rispettivamente mostrati nelle Figura 5.92 e Figura 5.93 mostrano come siano intervenuti dei fenomeni di destrutturazione del materiale, con il completo distacco dal bob di test poco dopo 150 secondi dall'inizio della prova. Questo comportamento era atteso, a seguito delle simili, sebbene meno marcate, problematiche riscontrate nella sperimentazione con shear rate crescente effettuata su paste a medesimo invecchiamento ma con densità secca target di 600 kg/m³. Le ragioni illustrate al Paragrafo 5.5.2 sono ancor più enfatizzate nel caso in questione, presentandosi infatti anche durante la prova a shear rate costante, vista la densità più alta. Tuttavia, il manifestarsi di questi fenomeni nelle fasi finali della prova non va ad inficiare la risultanza sperimentale indagata, ossia il valore di yield stress, pari a 754,34 Pa. L'elevato valore dell'yield stress conferma una volta di più le giustificazioni a corredo delle evidenze sperimentali, convalidando l'idea che il periodo di accelerazione delle reazioni di idratazione della pasta cementizia sia successivo o, al più, in prossimità dei 20 minuti di invecchiamento delle paste stesse, ritenendosi ragionevolmente che esso sia sempre più prossimo ai 20 minuti man mano che si incrementi la densità della miscela e sempre più ritardato, per via dell'effetto decelerante dovuto alla schiuma, man mano che la densità decresce, come evidenziano le risultanze relative alla densità secca target di 400 kg/m³.

Per quel che concerne la viscosità plastica, si può ritenere che il suo valore si attesti sui 140 Pa·s, sebbene la sua determinazione risenta evidentemente dei problemi di destrutturazione del materiale. Ulteriori future ricerche con altre metodologie di indagine permetteranno certamente di migliorare la comprensione del comportamento reologico di questo materiale innovativo.

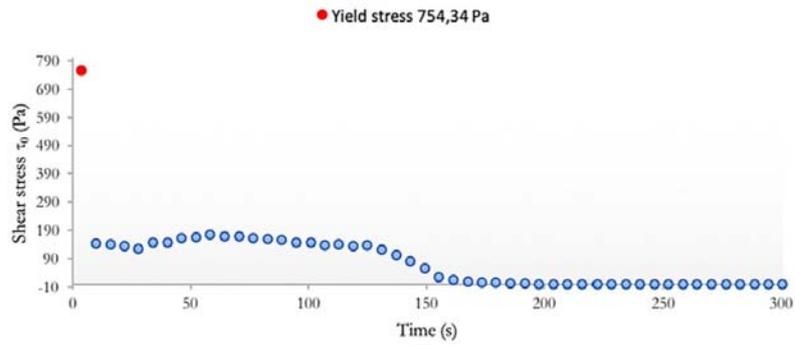


Figura 5.92 Andamento della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione dell'yield stress per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

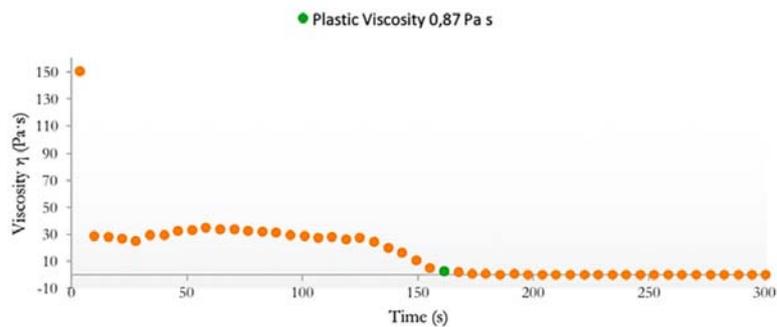


Figura 5.93 Andamento della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz: determinazione della viscosità plastica per una pasta di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m^3 a 40 minuti dalla fine della fase di miscelazione

Confronti

Nelle Figura 5.94 e Figura 5.95 vengono riportati i confronti tra gli andamenti della resistenza al taglio e della viscosità al variare del tempo di prova ottenute dalle indagini effettuate a shear rate costante, che si sono rivelate essere le uniche che ne hanno permesso un'investigazione completa, su paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m^3 per diversi tempi di invecchiamento delle miscele stesse. Risaltano il fenomeno di destrutturazione temporaneo, subito recuperato per la prova con un tempo di attesa di 20 minuti, e quello definitivo, con riduzione fino a valori pressoché nulli delle grandezze misurate nel caso di un prolungamento del tempo di attesa fino a 40 minuti.

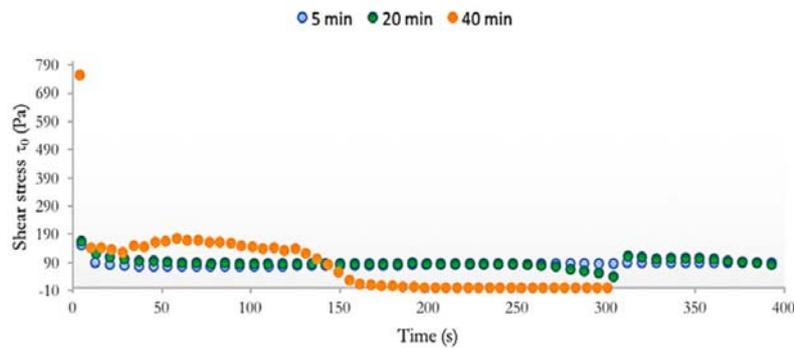


Figura 5.94 Confronto tra gli andamenti della tensione di taglio al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

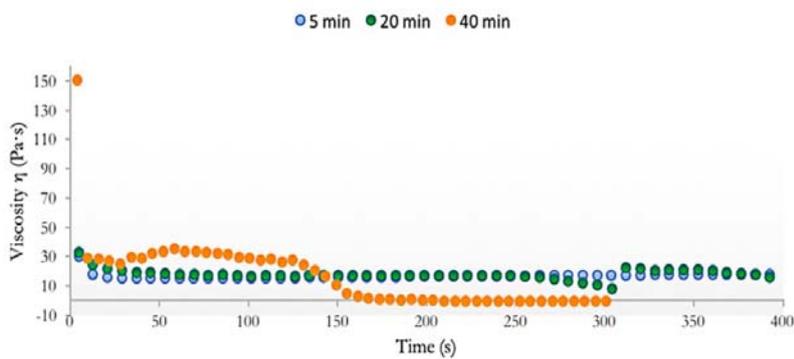


Figura 5.95 Confronto tra gli andamenti della viscosità al variare del tempo della prova eseguita con shear rate fisso a 5 Hz per paste di calcestruzzo schiumato estrudibile con densità secca target di 800 kg/m³ per diversi tempi di attesa dalla fine della fase di miscelazione

5.5.4 Effetto della densità sulle proprietà reologiche dei CSE

Nonostante siano già stati forniti gli effetti della densità sulle proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati estrudibili in termini di yield stress a corredo delle discussioni facenti seguito l'illustrazione delle diverse prove, gli istogrammi comparativi presentati nelle Figura 5.96 e Figura 5.97 permettono di inquadrare anche graficamente quanto precedentemente descritto. In particolare viene riportato il valore di yield stress ricavato sia con la prova a shear rate costante che a shear rate crescente (laddove è stato possibile effettuarla) al variare della densità secca target e dei tempi di attesa dal termine delle operazioni di miscelazione. Si ricorda sinteticamente quanto già fatto notare e giustificato nei paragrafi precedenti:

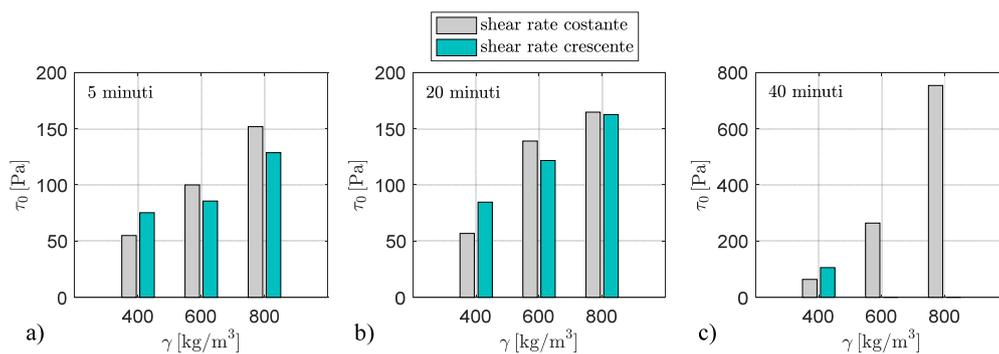


Figura 5.96 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e, laddove possibile, a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)

- le differenze tra i valori di yield stress ricavati con le due metodologie sono leggermente più marcati rispetto a quelle determinate nel caso delle indagini sui calcestruzzi schiumati classici;
- il carico di snervamento, come peraltro atteso, cresce sia con l'invecchiamento del campione a parità di densità secca target, che al crescere della densità a parità del tempo di invecchiamento;

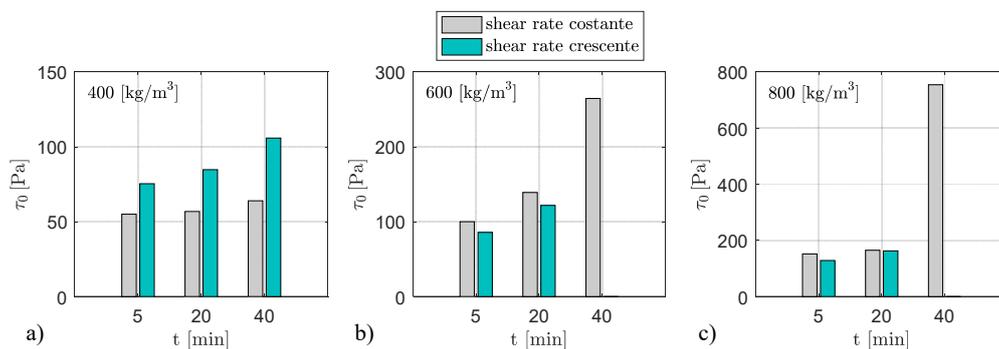


Figura 5.97 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante e, laddove possibile, a shear rate crescente per le paste di calcestruzzo schiumato estrudibile al variare del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione e della densità secca target: 400 kg/m³ a); 600 kg/m³ b); 800 kg/m³ c)

- il trend di crescita dell'yield stress con la densità per fissato tempo di indagine è diverso a seconda del tempo di prova investigato: approssimativamente lineare, al netto delle due metodologie di prova, nel caso di un tempo di attesa di 5 minuti e,

- seppur con minor precisione, di 20 minuti, molto più marcato tra 600 kg/m³ ed 800 kg/m³ nel caso dell'invecchiamento fino a 40 minuti;
- il trend di crescita dell'yield stress con il tempo di indagine per fissata densità secca target è più marcato nel range tra 20 e 40 minuti piuttosto che tra 5 e 20 minuti; ciò è tanto più evidente quanto più alta è la densità considerata;
 - l'incremento della densità rispetto all'invecchiamento ha un'incidenza maggiore sull'aumento del valore dell'yield stress nel caso delle indagini su paste caratterizzate da densità secche target pari a 400 kg/m³ e, fino ai 20 minuti di invecchiamento anche per quelle a 600 kg/m³ ed 800 kg/m³; superati i 20 minuti di invecchiamento in corrispondenza di queste ultime due densità secche target investigate si registra invece una tendenza opposta, con la maggiore incidenza sull'incremento dell'yield stress dovuta al tempo di invecchiamento rispetto all'aumento della densità.

5.5.5 Confronto tra la reologia dei calcestruzzi schiumati classici ed estringibili

Al fine di mettere in luce le enormi differenze tra i parametri che regolano il comportamento reologico delle paste di calcestruzzo schiumato nella versione classica ed in quella innovativa, nelle Figura 5.98 e Figura 5.99 vengono illustrati degli istogrammi comparativi tra i valori di yield stress determinati con la prova a shear rate costante e crescente rispettivamente, delle due diverse miscele al variare della densità secca target e del tempo di attesa dalla fine della fase di miscelazione. Dall'analisi delle figure risulta chiaro l'imponente incremento di yield stress osservato nei calcestruzzi schiumati additivati rispetto ai classici, segno del perseguimento dell'obiettivo della presente attività di ricerca sulle caratteristiche reologiche dei materiali: descrivere compiutamente dal punto di vista quantitativo le importanti differenze tra le due concezioni di calcestruzzo schiumato, evidenti, ma solo qualitativamente, già da un banale confronto mediante semplice osservazione visiva delle due paste.

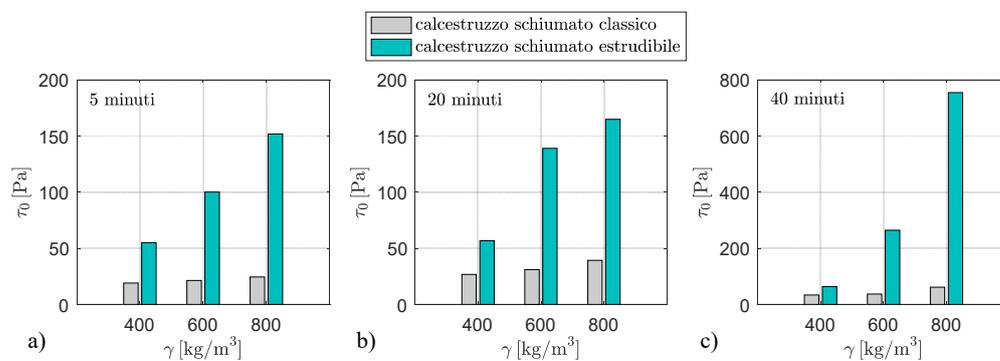


Figura 5.98 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate costante delle paste di calcestruzzo schiumato classico ed estringibile al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)

In particolare, esaminando il caso di densità secca target pari a 400 kg/m³, le prove effettuate a shear rate costante dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione hanno esitato un

incremento dell'yield stress degli schiumati innovativi rispetto ai classici pari al 187% circa. Tale incremento risulta ancor superiore se vengono messi a confronto i dati ottenuti dall'interpretazione delle curve di flusso mediante il modello di Bingham: 308% circa. Quanto evidenziato in termini di yield stress trova supporto anche nell'ambito della viscosità plastica, il cui incremento si attesta nell'ordine del 218%. L'yield stress e la viscosità plastica determinati dopo 20 minuti dalla fine della miscelazione risultano essere superiori del 112% circa (yield stress determinato dalla prova a shear rate costante), del 359% circa (yield stress determinato mediante interpretazione secondo il modello di Bingham delle curve di flusso) e del 204% circa (viscosità plastica) rispetto alle corrispondenti determinazioni effettuate sugli schiumati classici. Infine, nel caso dell'indagine effettuata dopo 40 minuti gli incrementi di queste due grandezze sono risultati essere pari all'88% circa (yield stress determinato dalla prova a shear rate costante), al 228% circa (yield stress determinato mediante interpretazione secondo il modello di Bingham delle curve di flusso) e al 188% circa (viscosità plastica) rispetto alle corrispondenti determinazioni effettuate sugli schiumati classici.

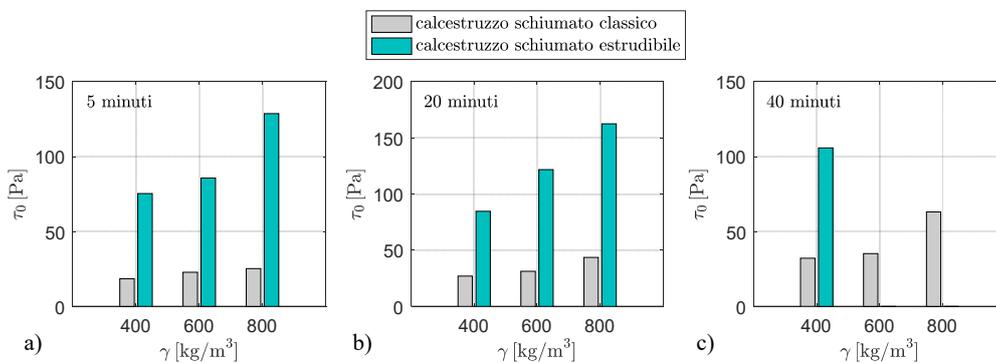


Figura 5.99 Confronto tra i valori di resistenza al taglio determinati con le prove a shear rate crescente delle paste di calcestruzzo schiumato classico ed estrudibile (laddove tale determinazione è risultata possibile) al variare della densità secca target e del tempo di attesa dal termine della fase di miscelazione: 5 minuti a); 20 minuti b); 40 minuti c)

Nel caso di densità secca target pari a 600 kg/m³, le prove con shear rate costante effettuate dopo 5 minuti dal termine della fase di miscelazione hanno messo in luce un incremento del valore di yield stress dei calcestruzzi schiumati innovativi rispetto ai classici dell'ordine del 368% circa, mentre da quelle effettuate con shear rate crescente tale incremento è risultato pari a circa il 275%. Il confronto in termini di viscosità plastica relativo a questa determinazione mette in luce un valore enormemente maggiore nel caso degli estrudibili, di circa otto volte, proprio per via dell'anomalia già evidenziata registratasi nella determinazione eseguita in seno a quest'ultimi. Le indagini sperimentali a 20 minuti hanno evidenziato un incremento dell'yield stress del 348% circa (valutazione con shear rate costante) e del 245% circa (determinazione con shear rate crescente) rispetto agli schiumati classici, valori molto prossimi a quelli già evidenziati per le sperimentazioni a 5 minuti, segno di un costante tasso di crescita con il procedere dell'invecchiamento della pasta entro i primi 20 minuti. Il valore di viscosità plastica, invece,

mostra un incremento circa pari al 271%. Nel caso delle investigazioni effettuate a 40 minuti l'incremento di yield stress nel caso dei calcestruzzi schiumati innovativi, riferito alla sola prova utile, ossia quella con shear rate costante, si è rivelato del 613%, nettamente maggiore sia rispetto a quelli registrati nelle sperimentazioni a 20 e a 5 minuti che a quelli precedentemente ottenuti nell'ambito delle investigazioni relative alla massa volumica secca target di 400 kg/m^3 , a suggello di un più marcato procedere delle reazioni di idratazione in questo lasso di tempo, come fatto notare al Paragrafo 5.5.2, a cui si è addebitata l'impossibilità del perseguimento di risultati soddisfacenti con la metodologia a shear rate crescente; l'incremento della viscosità plastica risulta invece essere del 137% circa.

Nel caso di densità secca target pari ad 800 kg/m^3 , le prove effettuate a 5 minuti dalla fase di miscelazione hanno messo in evidenza un incremento dell'yield stress nel caso dei calcestruzzi schiumati innovativi rispetto ai classici del 520% circa e del 409% circa rispettivamente nel caso di determinazione con shear rate costante e shear rate crescente; l'incremento della viscosità plastica, invece, si attesta nell'ordine del 739%. L'attesa fino a 20 minuti dal termine delle operazioni di miscelazione comporta un incremento dell'yield stress dei calcestruzzi schiumati estrarribili rispetto al valore associato alla medesima determinazione effettuata sui classici del 319% circa (prova con shear rate costante) e del 272% circa (prova con shear rate crescente); l'incremento della viscosità plastica nelle medesime condizioni risulta essere del 490% circa. Infine, all'ulteriore attesa fino a 40 minuti, è associato l'incremento di yield stress maggiore, ossia 1127% nel caso dell'unica prova effettuabile, ossia quella con shear rate costante. Il problema di destrutturazione del materiale manifestatosi nella parte conclusiva di questa prova, inoltre, ha lasciato qualche perplessità sul valore di viscosità plastica da associare al materiale in questione, senza ombra di dubbio enormemente maggiore rispetto a quella relativa al corrispettivo non estrarribile.

Infine, si conferma il trend secondo cui gli incrementi dell'yield stress dei calcestruzzi innovativi rispetto ai classici siano sempre maggiori al crescere della densità secca target considerata a causa sia della minor perdita di consistenza della pasta dovuta ad una minore quantità di schiuma utile a raggiungere masse volumiche più elevate che della maggior incidenza dell'effetto accelerante dell'additivo in presenza di una pasta sempre meno porosa che vede la presenza di una maggior quantità di cemento nell'unità di volume: la media sui tre tempi di indagine degli incrementi dell'yield stress delle due tipologie di calcestruzzo schiumato risulta infatti essere del 129% circa, del 443% circa e del 655% circa per le densità seche target di 400 kg/m^3 , 600 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 rispettivamente. Il raggiungimento del periodo di accelerazione delle reazioni di idratazione dopo i primi 20 minuti di invecchiamento della pasta è alla base del significativo incremento dell'yield stress che accompagna le risultanze relative alle paste invecchiate 40 minuti rispetto a quelle testate dopo 20 e 5 minuti dalla fine della fase di miscelazione: infatti gli incrementi registrati, sulla media delle risultanze determinate in corrispondenza delle tre densità secche target investigate sono pari al 358% circa, al 260% circa e al 609% circa in corrispondenza di tempi di attesa dal termine delle operazioni di miscelazione pari a 5, 20 e 40 minuti rispettivamente.

In definitiva, le indagini sperimentali hanno evidenziato che le paste di calcestruzzo schiumato caratterizzate dai seguenti valori di yield stress sono estrarribili:

- un valore di yield stress pari a 55 Pa (shear rate costante) o 75 Pa (shear rate crescente) nel caso di massa volumica secca target di 400 kg/m³;
- un valore di yield stress pari a 100,04 Pa (shear rate costante) o 85,66 Pa (shear rate crescente) nel caso di massa volumica secca target di 600 kg/m³;
- un valore di yield stress pari a 151,81 Pa (shear rate costante) o 128,77 Pa (shear rate crescente) nel caso di massa volumica secca target di 800 kg/m³.

5.6 Considerazioni conclusive al Capitolo 5

Il capitolo ha accompagnato il lettore attraverso i concetti base per la comprensione del comportamento reologico dei conglomerati cementizi, fornendo un orizzonte delle diverse metodologie ed attrezzature impiegate a tale scopo che va dalle semplici strumentazioni comunemente impiegate anche in cantiere per la valutazione della lavorabilità fino alle più complesse e scrupolose investigazioni che permettono di definire con maggior accuratezza i parametri reologici delle paste cementizie mediante l'utilizzo di reometri, vane test e shear box.

Dopo la presentazione delle metodologie di indagine prese in considerazione nella presente attività di ricerca, una delle quali, denominata extrusion test, ideata proprio allo scopo di testare l'effettiva tenuta dimensionale degli estrusi nel green state, il prosieguo del capitolo si è incentrato sulla presentazione e successiva discussione delle attività sperimentali che hanno permesso di perseguire l'obiettivo della caratterizzazione reologica di paste cementizie alleggerite con schiuma sia nella versione classica che innovativa.

In particolare, le indagini sperimentali effettuate hanno anzitutto permesso di caratterizzare il comportamento reologico delle paste di calcestruzzo schiumato classico che, attraverso l'extrusion test, si è dimostrato essere non estraribile in tutti i diversi casi investigati e, in particolare, anche con attese di 40 minuti dal termine delle operazioni di miscelazione. Le ricerche hanno inoltre consentito di associare ai vari yield stress (molto simili in termini quantitativi al variare della metodologia della loro determinazione a testimonianza della buona qualità dei risultati ottenuti), valutati nelle diverse condizioni di densità e tempi di attesa studiati, la green strength del materiale attraverso la determinazione dell'abbassamento del provino a seguito dell'estrusione.

Le medesime investigazioni effettuate sull'innovativo calcestruzzo schiumato ne hanno suggellato l'estrudibilità in tutte le condizioni studiate, permettendo di associare a questa peculiarità, finora valutata in termini qualitativi, una determinazione effettiva delle proprietà reologiche ad essa legate, quantificandone l'enorme incremento in termini di yield stress e viscosità plastica rispetto agli stessi parametri caratterizzanti l'accezione classica del materiale stesso.

Tutte le prove, sia relative ai calcestruzzi schiumati classici che estraribili hanno mostrato un incremento del valore dell'yield stress sia al crescere della massa volumica del materiale che del tempo di invecchiamento del materiale dal termine della fase di miscelazione.

Per concludere, se da un lato le prove effettuate in questa attività di ricerca per la caratterizzazione reologica dei calcestruzzi schiumati sia classici che innovativi hanno permesso di evidenziare le enormi differenze che incorrono tra i due diversi conglomerati cementizi alleggeriti con schiuma permettendo di perseguire l'obiettivo prefissato di una valutazione di tali differenze in termini quantitativi, dall'altro hanno messo in luce, soprattutto nel caso del materiale

innovativo, ma anche per quello classico vista la carenza di studi scientifici a tal proposito, la necessità di estendere tali indagini anche ad altre metodologie di prova, quali vane test e taglio diretto, così da avere degli ulteriori dati sperimentali per interessanti ed utili confronti con quelli qui presentati; questo rappresenta certamente un campo di ricerca valido, interessante e non ancora esplorato nell'orizzonte delle pubblicazioni scientifiche del settore.

6 BENEFICI, POTENZIALITÀ DI IMPIEGO E SVILUPPI FUTURI DEI CSE

6.1 Introduzione

Presentate le proprietà meccaniche, fisiche, morfologiche e reologiche dei calcestruzzi schiumati estraibili in quelli precedenti, la lettura del presente capitolo chiarisce i vantaggi che scaturiscono dall'impiego del materiale innovativo nel campo della prefabbricazione in stabilimento di manufatti a matrice cementizia ed illustra le potenzialità di una sua applicazione con la tecnica della stampa 3D direttamente in cantiere, uno tra i settori più all'avanguardia e verso cui si sta sempre più spingendo la ricerca nel campo delle costruzioni. Per di più, sia nel caso di prefabbricazione in stabilimento con il processo di estrusione, sia in quello della stampa 3D in situ, le peculiarità del materiale suggeriscono la realizzazione di un elemento ibrido coestruso con densità variabile nello spessore che coniughi monoliticamente prestazioni altrimenti in antitesi come la simultaneità di ottimo isolamento termico e buonissime proprietà meccaniche. Tutto ciò dà luogo ad una ingegnerizzazione del prodotto: il numero, lo spessore e le densità dei diversi strati costituenti l'elemento multifunzionale possono essere progettate di volta in volta in funzione dei bisogni da perseguire.

Nel prosieguo del capitolo, dopo un breve cenno sui parametri che entrano in gioco nel calcolo termico degli elementi costruttivi, vengono mostrate delle soluzioni di progetto di pannelli coestrusi a tre e a quattro strati nel rispetto delle normative vigenti in campo energetico e il confronto tra le prestazioni di questi manufatti innovativi e quelle dei sistemi attualmente più impiegati nel campo delle chiusure verticali.

Infine, la parte conclusiva del capitolo mostra le grandi potenzialità dei possibili futuri campi di ricerca che poggiano le basi su quanto riportato nel presente lavoro.

6.2 I vantaggi connessi all'impiego dei CSE nella prefabbricazione

La peculiarità che più contraddistingue questa tipologia innovativa di calcestruzzi schiumati è certamente rappresentata dalla loro capacità di tenuta dimensionale nel green state che permette di processarli attraverso la tecnologia dell'estrusione. L'applicazione di questo processo di formatura, ormai consolidato in diversi settori manifatturieri e, come visto al Paragrafo 4.3, sempre più in voga negli ultimi anni anche nel settore dei conglomerati cementizi, al campo dei calcestruzzi schiumati soprattutto per densità inferiori ai 1000 kg/m³ rappresenta una novità assoluta nel panorama internazionale che consente di industrializzare i prodotti realizzati con questo materiale dalle grandi potenzialità applicative in maniera semplice, efficiente ed economicamente conveniente.

Anzitutto, uno stabilimento produttivo di elementi in calcestruzzo schiumato estraibile basato sull'impiego del processo di estrusione può accedere a tutti quei vantaggi connessi all'utilizzo di tale tecnologia. Basti pensare all'elevata capacità produttiva, alla flessibilità e alla possibilità di ottenere in maniera molto semplice prodotti di forma anche complessa come strutture multicellulari e forme cave. Il processo di estrusione, inoltre, si sposa bene con l'incorporamento di materiali di diversa natura, quali fibre per il miglioramento delle prestazioni meccaniche e la riduzione del

ritiro (si pensi ai risultati ottenuti nelle indagini sperimentali riportate nei Paragrafi 4.5.3 e 4.6.1), all'interno della matrice cementizia alleggerita con bolle d'aria.

Questi vantaggi generali, connessi semplicemente all'utilizzo del processo di formatura per estrusione, sono enfatizzati se accoppiati al tipo di materiale processato, in quanto vengono meno tutta una serie di forti limitazioni che caratterizzano il settore dei prefabbricati cementizi.

La tenuta dimensionale del prodotto nel green state permette la completa eliminazione dalle fasi di produzione dell'impiego delle casseforme per la modellazione dei manufatti. La forma di questi ultimi, infatti, verrà imposta banalmente attraverso il passaggio del materiale dalla filiera, detta anche matrice, di estrusione impiegata. La forma dei prodotti può dunque essere mutata molto semplicemente impiegando di volta in volta la filiera di estrusione opportuna. Tutto ciò apre la strada ad un ulteriore enorme vantaggio: la produzione di pezzi speciali e manufatti con forme ardite, legata nella tecnica tradizionale all'impiego di complessi casseri antieconomici e ad elevato impatto ambientale la cui realizzazione e successiva dismissione prolungano significativamente i tempi di produzione e, conseguentemente, i costi, può essere realizzata semplicemente impiegando una filiera di estrusione dalla forma appropriata. È quindi possibile realizzare forme complesse senza un'incidenza economica sul prodotto finito; in altre parole, il costo del prodotto è indipendente dalla sua complessità. Questo si associa anche alla possibilità di realizzare dei blocchi autoincastranti con l'eliminazione delle malte di allettamento tra i blocchi stessi.

Questi vantaggi, che già di per sé fanno del calcestruzzo schiumato estrudibile un materiale contraddistinto da un'ampia flessibilità, trovano una cassa di risonanza nella possibilità di poter ottenere estrusi in un range di densità variabile da 200 kg/m^3 a 2000 kg/m^3 superando un altro limite del settore se si pensa che con i calcestruzzi gassosi che, si ricorda, non possono essere processati mediante la formatura per estrusione, vengono prodotti dei blocchi con densità variabili da 300 kg/m^3 ad 800 kg/m^3 . Dunque, progettando il mix design delle paste in funzione della densità desiderata dell'estruso, con questo materiale è possibile realizzare manufatti sia con funzione non strutturale, quali blocchi ad alta efficienza energetica per tramezzature e tamponature esterne, prodotti semi-prefabbricati per solai, pannelli di basso spessore, ma anche con caratteristiche propriamente strutturali in corrispondenza delle densità più elevate, così da permettere una prefabbricazione o semi-prefabbricazione semplice, efficiente, economicamente conveniente ed ottimizzata in funzione delle richieste del mercato di tutti gli elementi costruttivi costituenti un edificio.

Ritornando al confronto con i calcestruzzi gassosi, riferito stavolta al processo produttivo, si intuisce facilmente come quello basato sul processo di formatura per estrusione sia molto più snello ed economico rispetto a quello dei gassosi illustrato al Paragrafo 3.2.4; ancor più, se si considera la non necessaria fase di maturazione in autoclave del CSE, obbligatoria invece per i gassosi, viste le ottime prestazioni meccaniche associate alle classiche condizioni di stagionatura come è risultato evidente dalle risultanze sperimentali illustrate al Paragrafo 4.5. Tutto ciò, unito alla semplicità e all'economicità degli elementi che costituiscono il CSE dà luogo ad un abbattimento del costo del prodotto finito rispetto ai blocchi in calcestruzzo gassoso.

In conclusione, il minor costo di installazione delle centrali produttive di più basso impatto ambientale (certamente giustificato dalla non necessaria fase di stagionatura in autoclave), nonché la scalabilità e modularità degli impianti, insieme alla maggiore economicità del processo di

produzione (giustificata dalle considerazioni riportate precedentemente se si pensa anche che i costi dovuti alle casseforme hanno generalmente un'incidenza pari al 28% del prodotto finale [161], sebbene in taluni casi più complessi possano arrivare anche al 50% [162]) siano tutte circostanze che lasciano legittimamente pensare ad un prezzo contenuto dei prodotti e ad una potenziale diffusione degli stabilimenti produttivi di manufatti in CSE ben più capillare rispetto a quella delle sole quattro centrali produttive di calcestruzzi gassosi autoclavati presenti in Italia, peraltro dislocate dal Mezzogiorno in su (demandando così la diffusione dei prodotti al trasporto su gomma con una notevole incidenza di quest'ultimo sul costo finale del prodotto stesso), permettendo in tal modo la produzione locale e il conseguente abbattimento dei costi dovuti al trasporto.

6.3 La stampa 3D come potenziale tecnologia applicativa del CSE

L'elevata lavorabilità del materiale, mantenuta, nonostante la capacità di autosostenersi, proprio grazie al significativo alleggerimento dovuto alla presenza delle bolle d'aria inglobate nella matrice cementizia, fa sì che esso possa essere estruso in presenza di bassissime pressioni di esercizio contrariamente a quanto accade per altri materiali quali ad esempio l'argilla o anche le paste cementizie ad elevata densità. Questa considerazione trova sostegno se si pensa all'enorme differenza che contraddistingue i valori di yield stress che caratterizzano le paste di calcestruzzo schiumato estrudibile, determinati nelle attività sperimentali riportate al Paragrafo 5.5, variabili tra circa 60 Pa e 150 Pa al crescere della densità secca target da 400 kg/m³ ad 800 kg/m³ e quelli relativi ai conglomerati cementizi tradizionali, pari a circa 20 kPa [124]. Sebbene parte di questa enorme differenza possa essere ascritta alla diversa strumentazione impiegata, è infatti lecito attendersi che i valori di resistenza a taglio ottenuti con il vane test, come in [124], siano superiori rispetto a quelli determinati attraverso l'impiego del reometro a cilindri coassiali, come fatto nelle sperimentazioni relative a questa attività di ricerca, la porzione più grande è certamente da imputarsi alle enormi difformità che incorrono tra le proprietà reologiche nel green state delle paste cementizie tradizionali, molto compatte e consistenti, e di quelle alleggerite con schiuma, che, come detto, mantengono un'ottima lavorabilità a dispetto della tenuta dimensionale.

Tutto ciò fa sì che tale materiale si presti ad essere processato non solo attraverso la classica estrusione, ma anche mediante la tecnica dello stampaggio 3D direttamente in cantiere mediante un braccio meccanico che stampi gli elementi costruttivi in continuità in base al modello progettato. Questa soluzione presenta vantaggi sia dal punto di vista della produttività, della qualità e del controllo della produzione e contemporanea messa in opera del prodotto (paragonabile ad una sorta di prefabbricazione controllata in stabilimento) che del risparmio economico, per via della riduzione dei costi della mano d'opera, dell'assenza dei casseri e della possibilità di operare mediante cicli lavorativi continuativi riducendo le tempistiche di cantiere. Per di più, le peculiarità del processo si sposano perfettamente con il perseguimento degli obiettivi della cosiddetta ottimizzazione topologica degli elementi costruttivi sulla base di analisi agli elementi finiti effettuate su modelli virtuali tridimensionali con lo scopo ultimo di realizzare una struttura quanto più possibile leggera e resistente andando ad individuare la disposizione del materiale più opportuna; ciò è strettamente connesso alla possibilità di risparmiare materiale e, conseguentemente, ad un minor impatto ambientale per via di un minor sfruttamento delle risorse.

Dunque, il ricorso a forme complesse può non essere dovuto semplicemente a particolari richieste estetiche, ma anche a precise strategie progettuali tendenti al minor utilizzo delle materie prime.

Sebbene in diversi settori la tecnica della stampa 3D sia già una realtà acquisita e comunemente impiegata, in quello dei calcestruzzi tale traguardo appare ancora lontano sia per il carattere fortemente conservativo che contraddistingue i protagonisti principali del settore, ma anche per via di alcune problematiche tecniche non ancora risolte connesse con lo sviluppo di sistemi robotici ad hoc [163].

Il sistema di stampa 3D è composto da bracci robotici ed ugelli di estrusione che, in funzione del progetto predisposto, depositano via via degli strati di calcestruzzo per sovrapposizione tirando così su le pareti dell'edificio da costruire con un'elevata flessibilità architettonica ed un'estrema precisione; ciò è reso possibile grazie al recente sviluppo ed avvento sul mercato di sensori ad altissime prestazioni ed agli enormi progressi registrati nel campo del controllo robotico. Evidentemente le caratteristiche che deve possedere la pasta cementizia da impiegarsi con questa tecnologia all'avanguardia devono essere tali da permetterne una buona fluidità durante la fase di pompaggio verso l'unità di stampa e la tenuta al momento del suo arrivo in corrispondenza dell'ugello della stampante così da riempirne completamente il volume e non colare verso l'esterno; inoltre, non appena il braccio robotico è in posizione e comincia a rilasciare il materiale posizionando il primo strato, questo deve essere dotato di una buona tenuta dimensionale e capace di sviluppare una certa resistenza in breve tempo, mediante un opportuno sviluppo delle reazioni di idratazione, di modo tale da riuscire a sostenere gli strati che vi verranno via via sovrapposti senza subire spancamenti [164]; a tutto ciò bisogna aggiungere la non banale necessità che la pasta cementizia sia progettata in modo tale da non manifestare fessurazioni dovute al ritiro. Il prodotto nel suo stato finale deve infine essere capace di raggiungere le prefissate richieste in termini sia di durabilità che di resistenza, inclusa quella di aderenza tra i diversi strati in corrispondenza delle interfacce.



Figura 6.1 Illustrazioni dell'utilizzo della stampa 3D nel settore edilizio per lo stampaggio di elementi di grandi dimensioni

Quando ci si riferisce alla stampa 3D nel settore edilizio non bisogna necessariamente pensare agli enormi sistemi illustrati in Figura 6.1 che, sfruttando la tecnologia di fabbricazione a strati, denominata tecnica del contour crafting [165], stampano componenti di grandi dimensioni. Infatti tale tecnologia potrebbe essere sfruttata per la realizzazione di singoli elementi costruttivi quali, ad esempio, le pareti divisorie e le tamponature esterne di scheletri strutturali già realizzati con

struttura portante in c.a. o, anche, di moduli abitativi di dimensioni ridotte da sfruttare in situazioni di emergenza, a partire dallo sviluppo di sistemi robotici di dimensioni contenute, Figura 6.2.

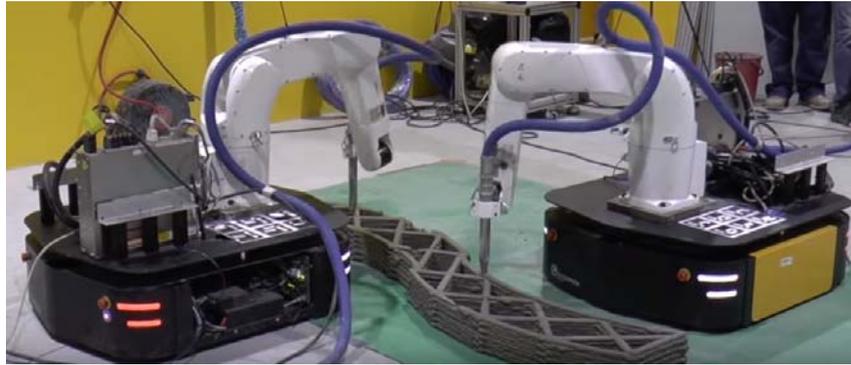


Figura 6.2 Impiego della stampa 3D nel settore edilizio su scale ridotte

Per quel che concerne i costi, sebbene i tempi siano ancora troppo prematuri per poter fare delle stime accurate, in [163] viene messo in evidenza che, considerando le diverse voci di costo, quali forza lavoro, macchinari, materiali, progetto, l'industria del calcestruzzo digitale visti i numerosi vantaggi che vi sono associati (no casseforme, ottimizzazione topologica degli elementi costruttivi, costo del prodotto indipendente dalla sua complessità, elevata produttività con possibilità di cicli di lavoro continuativi, riduzione di manodopera) ha tutte le carte in regola per garantire sostanziali vantaggi economici rispetto alle tecniche di costruzione tradizionali enfatizzando oltremodo l'uso del Building Information Management dall'ideazione del progetto fino alla sua ultimazione, passando per le fasi realizzative del cantiere.

6.4 Un elemento full optional: il pannello multistrato coestruso in CSE

Negli anni le sempre più stringenti richieste normative in termini di efficientamento energetico degli edifici, unite all'affinamento delle tecniche e dei materiali, sempre più prestazionali, hanno condotto ad un'evoluzione del concetto di involucro edilizio, che da semplice elemento separatore diventa un'interfaccia con caratteristiche dinamiche avente il compito di ottimizzare le interazioni tra ambiente interno ed esterno al fine di determinare un ambiente abitativo che coniughi un eccellente comfort igrotermico con consumi sempre più sostenibili. Come si è avuto modo di apprezzare dalla lettura dei capitoli precedenti, i calcestruzzi cellulari, specie gli ultra-leggeri, posseggono delle eccellenti caratteristiche di isolamento termico tali da permettere il raggiungimento di prestazioni eccezionali, ben superiori rispetto ai requisiti minimi richiesti dalle norme. La bontà della soluzione è testimoniata dal successo e dalla diffusione che stanno riscuotendo le murature monostrato realizzate con blocchi prefabbricati in calcestruzzo gassoso quali il GasBeton Active o l'YTONG KlimaGold, caratterizzati da una massa volumica allo stato secco pari a 300 kg/m^3 . Va da sé che tale soluzione possa essere proposta anche e a maggior ragione, viste le migliori proprietà isolanti scaturite dagli studi presentati al Paragrafo 4.6.2, in CSE. Tuttavia le ulteriori peculiarità dell'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile hanno suggerito l'idea di sfruttare al meglio la possibilità di processare il materiale attraverso la tecnica

dell'estrusione o della stampa 3D realizzando un prodotto non replicabile con altri materiali: un elemento coestruso a più strati che vada ad inglobare le diverse caratteristiche, alcune completamente in antitesi tra loro, quali l'isolamento termico e le ottime proprietà meccaniche, possedute dai singoli strati che lo costituiscono e preservando contestualmente la continuità materica. Quest'ultima peculiarità rende questo prodotto unico nel settore, distinguendosi dalle altre soluzioni stratificate già correntemente in uso essendo queste ultime caratterizzate dalla disposizione di strati realizzati con materiali di diversa natura solidarizzati mediante specifici collanti. Nel caso dell'elemento in CSE, invece, a cambiare è solo la densità dei vari strati a comune matrice cementizia che, venendo coestrusi contemporaneamente nel green state, vedono il generarsi, anche in corrispondenza dell'interfaccia, di forti legami chimici, dovuti proprio al procedere dei fenomeni di idratazione, che solidarizzano l'elemento di modo tale che, ad indurimento avvenuto, si abbia a che fare con un pannello monolitico con densità variabile nello spessore. Tale soluzione si presterebbe sia alla prefabbricazione in stabilimento che alla diretta applicazione in situ in maniera automatizzata e robotizzata, trasformando il cantiere in un'industria 4.0. Per di più, nelle strutture in calcestruzzo armato gettato in opera, la disposizione dei pannelli multistrato ancor prima del getto, garantisce la possibilità di un loro impiego anche come casseri a perdere ad alta efficienza energetica degli elementi strutturali portanti da gettare successivamente, eliminando la problematica connessa alla generazione di ponti termici in

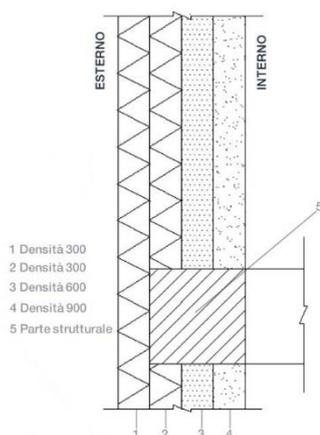


Figura 6.3 Utilizzo del pannello multistrato come cassero a perdere per l'eliminazione dei ponti termici in corrispondenza degli elementi strutturali

corrispondenza degli elementi portanti stessi, Figura 6.3. Bisogna evidenziare anche l'enorme flessibilità del pannello coestruso in CSE in quanto il numero, la densità e lo spessore dei diversi strati può essere progettato a seconda delle specifiche richieste, potendosi perseguire, semplicemente modificando in modo opportuno il mix design delle miscele, l'ampissimo spettro delle caratteristiche fisiche e meccaniche associate a calcestruzzi con densità compresa tra 200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 .

Alla luce di quanto detto, nel prosieguo del paragrafo, al fine di evidenziare le potenzialità del pannello coestruso in CSE dal punto di vista dell'efficienza termica, vengono illustrati il progetto di alcune soluzioni per elementi coestrusi a tre e a quattro strati e il confronto con i sistemi più comunemente impiegati, non prima però di un rapido cenno su alcuni concetti di base utili ad inquadrare i parametri termici calcolati.

6.4.1 Brevi cenni sul calcolo termico

In questo paragrafo, a sostegno di una maggiore comprensione dei parametri e dei risultati relativi alla fase progettuale del pannello multistrato coestruso in calcestruzzo schiumato estrudibile presentati nel prosieguo del capitolo, vengono rapidamente illustrati alcuni concetti di fisica tecnica che stanno alla base del calcolo termico. Come già accennato al Paragrafo 4.6.2, da

questo punto di vista un parametro fondamentale che determina la predisposizione all'isolamento termico posseduta da un certo materiale è il coefficiente di conducibilità o conduttività termica λ . Tale coefficiente è una proprietà intrinseca del materiale e rappresenta l'energia che per conduzione¹⁴ attraversa nell'unità di tempo uno spessore unitario del materiale stesso in corrispondenza di una differenza di temperatura unitaria. Tale parametro, la cui unità di misura nel SI è $[W/(mK)]$, definisce dunque l'attitudine di un materiale, considerato omogeneo ed isotropo, a trasmettere calore nel caso in cui lo scambio avvenga per conduzione e può essere definito come il rapporto tra il flusso di calore q ed il gradiente di temperatura ΔT , come da relazione 6.1:

$$\lambda = q/\Delta T \quad (6.1)$$

Le prestazioni energetiche di un edificio sono quindi fortemente influenzate da tale parametro che, solo per dare alcuni esempi, va dai 0,6 $[W/(mK)]$ dell'acqua allo stato liquido ai 0,8 ÷ 1,4 $[W/(mK)]$ del calcestruzzo tradizionale, dai 0,04 $[W/(mK)]$ della lana di vetro ai 2,8 $[W/(mK)]$ del marmo, dai 0,15 $[W/(mK)]$ del legno ai 1950 $[W/(mK)]$ della grafite.

Alla conducibilità termica λ è strettamente connessa la diffusività termica $\alpha [m^2/s]$, definita come il rapporto tra λ e il calore specifico $c_p [J/(kgK)]$ del materiale. Quest'ultimo, altro parametro fondamentale nell'ambito del calcolo termico, è definito come la quantità di calore necessaria per innalzare o diminuire di un grado Kelvin la temperatura di una unità di una certa sostanza e, a mo' di esempio, varia dai 1000 $[J/(kgK)]$ propri sia dei calcestruzzi cellulari che di quelli ordinari, nonché delle malte, degli intonaci e del cartongesso in lastre ai 2700 $[J/(kgK)]$ del legno d'abete, dai 450 $[J/(kgK)]$ dell'acciaio ai 1700 $[J/(kgK)]$ della lana.

Il parametro principale che permette di determinare le dispersioni termiche, anch'esso strettamente legato a λ è la trasmittanza termica $U [W/m^2K]$ che rappresenta il flusso di calore che attraversa una superficie unitaria sottoposta ad una differenza di temperatura unitaria; più U è piccolo, dunque, maggiori sono le capacità isolanti del sistema. Questa grandezza viene impiegata nel caso di trasmissione del calore dall'ambiente interno a temperatura maggiore verso l'ambiente esterno a temperatura minore, ossia nel periodo invernale. La trasmittanza U è l'inverso della resistenza termica $R [m^2K/W]$ relativa a ciascuno strato costituente il sistema, qualora quest'ultimo fosse per l'appunto composto da più strati, a sua volta definita come il rapporto tra lo spessore s dello strato e la conducibilità λ del materiale con cui lo strato è realizzato, come da relazione 6.2:

$$U = \frac{1}{R} = \frac{1}{\frac{s}{\lambda}} = \frac{1}{R_{si} + \sum_{i=1}^n \frac{s_i}{\lambda_i} + R_n + R_a + R_{se}} \quad (6.2)$$

essendo R_{si} ed R_{se} in $[m^2K/W]$ le resistenze liminari delle superfici interna ed esterna rispettivamente, $\sum_{i=1}^n (s_i/\lambda_i)$ la resistenza termica dello strato i -esimo, con n numero totale degli

¹⁴ La conduzione, assieme alla convezione e all'irraggiamento, rappresentano le modalità di propagazione del calore. In particolare la conduzione avviene tramite contatto fisico: la collisione molecolare diretta, in termini microscopici, comporta un trasferimento di energia cinetica dal corpo più caldo a quello più freddo che si interrompe allorquando si raggiunge l'equilibrio tra le temperature; la convezione rappresenta il trasferimento di calore tra un solido e un fluido in movimento; l'irraggiamento è un processo per mezzo del quale il calore, nella forma di radiazione elettromagnetica, viene emesso in tutte le direzioni da una superficie riscaldata; a differenza delle altre forme di trasmissione, la radiazione termica non richiede un mezzo intermedio per trasportarla.

strati che compongono il sistema, $R_n = 1/C$ [m^2K/W] la resistenza termica di materiali non omogenei con C la conduttanza, ossia il flusso di calore che in regime stazionario attraversa $1 m^2$ di superficie di un materiale non omogeneo per una differenza unitaria di temperatura, ed R_a [m^2K/W] la resistenza termica di eventuali intercapedini. Le resistenze liminari tengono conto degli scambi di calore per convezione e per irraggiamento che avvengono tra la superficie del sistema e l'aria dell'ambiente interno ed esterno; tali resistenze dipendono dal grado di esposizione e dalla finitura delle superfici e in [166] sono normate a seconda che la direzione del flusso termico sia ascendente, orizzontale o discendente. In definitiva, il valore di U ottenuto tramite la 6.2 dovrà essere confrontato con i requisiti minimi, specifici per ciascuna zona climatica, riportati come limite superiore da non sormontare nel DM del 26/06/2015.

Durante il periodo estivo il calcolo diviene più complesso in quanto non è possibile trascurare la variabilità dei fattori esterni nel tempo, cosa invece permessa nel caso del regime stazionario relativo alla trasmittanza e alla resistenza termica statiche introdotte precedentemente; il calcolo deve essere condotto in regime dinamico e ciò tira in ballo l'inerzia termica dell'involucro edilizio, ossia la capacità che possiede quest'ultimo di variare più o meno lentamente la propria temperatura in risposta a variazioni della temperatura esterna e/o di quella interna per via della presenza di una sorgente di calore o di raffrescamento. In questo caso la modalità di calcolo utilizzata è dettagliatamente descritta nella norma UNI EN ISO 13786 ed è basata sulla determinazione di alcuni parametri qualitativi: il fattore di attenuazione f_d e lo sfasamento dell'onda termica φ .

Il parametro adimensionale denominato fattore di attenuazione f_d indica la capacità del sistema di attenuare l'ampiezza d'onda del flusso termico nel passaggio dall'ambiente esterno a quello interno con la conseguente riduzione di temperatura, essendo, come detto, il regime dinamico riferito al periodo estivo. Tale parametro si valuta attraverso il rapporto definito dalla relazione 6.3:

$$f_d = q_{din}/q_{staz} \quad (6.3)$$

essendo q_{din} il flusso termico uscente da valutarsi attraverso la soluzione dell'equazione generale della conduzione del calore in regime dinamico e q_{staz} il flusso termico entrante pari al prodotto della trasmittanza U per la differenza di temperatura $T_{emax} - T_{int}$ tra la massima temperatura esterna T_{emax} e la temperatura interna T_{int} . Il valore del fattore di attenuazione f_d varia tra 0 e 1, essendo pari a 0 nella situazione limite di accumulo totale di calore e pari ad 1 nella situazione limite opposta, ossia accumulo di calore nullo.

Lo sfasamento dell'onda termica φ [h], illustrato da un punto di vista grafico, insieme al fattore di attenuazione f_d , in Figura 6.4 indica il tempo in ore in cui il picco massimo della temperatura superficiale esterna attraversa completamente il paramento, determinando così un ritardo nel tempo degli effetti termici esterni. In base ai valori assunti da f_d e da φ è possibile individuare la qualità prestazionale del sistema in esame così come riportato in

La determinazione della trasmittanza termica periodica è effettuata, come dettagliatamente descritto in [167], in funzione della conduzione termica di componenti edilizi nell'ipotesi che siano composti da strati piani, paralleli ed omogenei e nell'ulteriore assunzione di condizioni al contorno sinusoidali regolari e flusso termico monodimensionale.

Tabella 6.1.

Noti il fattore di attenuazione f_d e la trasmittanza termica U è possibile determinare la cosiddetta trasmittanza termica periodica $Y_{ie} [W/(m^2K)]$, parametro fondamentale nella determinazione dei consumi energetici e del benessere abitativo e, quindi, una delle proprietà termiche dinamiche che caratterizzano l'inerzia termica del sistema, attraverso la relazione 6.4:

$$Y_{ie} = f_d \cdot U \quad (6.4)$$

Essa rappresenta la capacità che possiede un componente edilizio di attenuare e sfasare nel tempo il flusso termico, proveniente dall'esterno, che lo attraversa nell'arco delle 24 ore della giornata.

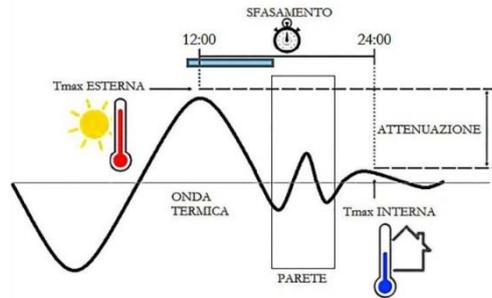


Figura 6.4 Illustrazione grafica del significato dello sfasamento dell'onda termica φ e del fattore di attenuazione f_d

Anche il parametro Y_{ie} è limitato da un valore di soglia superiore nel DM del 26/06/2015, dovendo essere $Y_{ie} \leq 0,10 [W/(m^2K)]$ poiché quanto più bassa è la trasmittanza termica periodica, tanto minore sarà l'ingresso dei carichi termici esterni.

La determinazione della trasmittanza termica periodica è effettuata, come dettagliatamente descritto in [167], in funzione della conduzione termica di componenti edilizi nell'ipotesi che siano composti da strati piani, paralleli ed omogenei e nell'ulteriore assunzione di condizioni al contorno sinusoidali regolari e flusso termico monodimensionale.

Tabella 6.1 Classificazione prestazionale in base ai valori assunti dallo sfasamento φ e dall'attenuazione f_d

sfasamento φ [h]	attenuazione f_d	prestazioni	qualità prestazionali
$\varphi > 12$	$f_d < 0,15$	ottime	I
$10 < \varphi < 12$	$0,15 < f_d < 0,30$	buone	II
$8 < \varphi < 10$	$0,30 < f_d < 0,40$	medie	III
$6 < \varphi < 8$	$0,40 < f_d < 0,60$	sufficienti	IV
$\varphi < 6$	$f_d > 0,60$	mediocri	V

Tuttavia nel periodo estivo bisogna tener conto anche dell'incidenza dei carichi interni, quali la presenza di persone, di elettrodomestici, e ragionare non solo in termini di risparmio energetico ma anche di comfort abitativo. Ciò entra in gioco in un altro parametro, ossia la capacità termica areica interna periodica k_1 determinabile mediante lo stesso metodo di calcolo che viene utilizzato per la valutazione della trasmittanza termica periodica descritto in [167]. Questo parametro delinea la capacità effettiva di accumulo del calore sul lato interno del paramento in esame e rappresenta lo spessore della massa termica interna che contribuisce, nella fase estiva, a limitare le temperature

superficiali interne e minimizzare la temperatura operativa, ossia quella temperatura uniforme (relativa ad un ambiente fittizio) nel quale si trova un soggetto che scambia per irraggiamento e convezione con l'ambiente fittizio la stessa energia che scambierebbe nel caso in cui si trovasse nell'ambiente reale generalmente caratterizzato da temperatura non uniforme; essa è data dalla combinazione (nel caso di ambienti termici moderati si può considerare semplicemente pari alla media) della temperatura dell'aria e della temperatura media radiante.

Il DM del 26/06/2015 stabilisce una soglia minima anche per la capacità termica areica interna periodica che deve infatti essere $k_1 > 40 [kJ/(m^2K)]$. Si mette in luce che prima dell'uscita di tale Decreto Ministeriale nelle norme italiane non veniva fatto nessun riferimento a tale parametro e tanto meno a limiti da rispettare in tal senso, tanto che diverse soluzioni comunemente impiegate spesso non risultano soddisfare questa nuova imposizione.

Si evidenzia, infine, come la trasmittanza termica periodica Y_{ie} e la capacità termica areica interna periodica k_1 siano strettamente connesse. Basti pensare che il parametro Y_{ie} dipende anche dalla profondità di penetrazione dell'onda termica $\delta [m]$, quest'ultima definita come la distanza in corrispondenza della quale si ottiene una riduzione dell'ampiezza dell'onda termica di un fattore pari ad $e \cong 2,718$ e determinabile attraverso la relazione 6.5:

$$\delta = \sqrt{\frac{\lambda \cdot T}{\pi \cdot \gamma \cdot c_p}} \quad (6.5)$$

essendo λ il coefficiente di conducibilità termica, γ la densità, c_p il calore specifico e T il periodo dell'onda termica. In conclusione, una diminuzione della trasmittanza termica periodica Y_{ie} dà luogo ad una diminuzione dei carichi interni riducendo l'incidenza della capacità termica periodica.

Il progetto del pannello multistrato

Note le caratteristiche isolanti del calcestruzzo schiumato estraibile alle diverse densità, presentate nelle sperimentazioni illustrate al Paragrafo 4.6.2, al fine di dare un'idea quanto più possibile reale delle potenzialità del prodotto, si sono progettate le soluzioni più efficaci dal punto di vista termico di pannelli a tre e a quattro strati prendendo in considerazione un range di densità utilizzabili compreso tra 300 kg/m^3 e 1000 kg/m^3 nella volontà di non voler discostarsi dai mix design studiati e proposti nella presente attività di ricerca. Ciò non toglie che successive indagini sperimentali, mirate più specificatamente all'ottimizzazione del mix design e delle caratteristiche del materiale innovativo nel range di densità che va non solo dai 1000 kg/m^3 ai 1800 kg/m^3 ma anche al di sotto dei 300 kg/m^3 , possano condurre a pannelli multistrato ancor più prestazionali. Inoltre, ragioni di convenienza tecnologica e, dunque, economica (evidentemente la coostruzione di un numero sempre maggiore di strati con diverse caratteristiche comporta maggiori difficoltà operative) suggeriscono di fermare lo studio ad un pannello di massimo quattro strati, sebbene sviluppi futuri possano lasciare immaginare anche pannelli costituiti da ancor più strati.

Il calcolo termico del pannello, effettuato prendendo in considerazione la zona climatica della città di Messina, è stato condotto sia in regime stazionario, dove la grandezza fondamentale risulta essere la trasmittanza statica, che dinamico, proprio dei mesi estivi, in cui bisogna tener conto della trasmittanza termica periodica, del fattore di attenuazione, dello sfasamento e della capacità termica areica periodica interna. In particolare, come detto, le elaborazioni sono state effettuate in

conformità alla norma di riferimento UNI EN ISO 13786 a cui si rimanda per l'accurata descrizione delle procedure di calcolo.

Il primo obiettivo è quello di determinare delle soluzioni per pannelli in calcestruzzo schiumato estraibile con tre, quattro o cinque strati caratterizzati da diversa densità e differenti spessori che possano soddisfare tutte le richieste normative per la città di Messina, ossia fattore di attenuazione $f_d < 0,15 [-]$ e sfasamento dell'onda termica $\varphi > 12 [h]$ (classe prestazionale ottima) o $0,15 < f_d [-] < 0,30$ e $10 < \varphi [h] < 12$ (classe prestazionale buona) unite a trasmittanza termica periodica $Y_{ie} < 0,10 [W/(m^2K)]$, capacità termica areica interna periodica $k_1 \geq 40 [kJ/(m^2K)]$ e trasmittanza termica $U \leq 0,43 [W/m^2K]$, non superando uno spessore complessivo del pannello di 30 cm. Inoltre, possedendo dati sperimentali sui valori della conducibilità termica dei calcestruzzi schiumati estraibili sia in condizioni umide che essiccate, si è deciso di effettuare il progetto in ambo le situazioni, utilizzando rispettivamente le relazioni 4.3 e 4.4, la prima delle quali più prossima alle condizioni di utilizzo reali (sebbene il contenuto naturale d'acqua in fase di esercizio, dipendendo da svariati fattori, è molto probabile che sia diverso da quello circa pari al 18% a cui sono state testate le lastre in CSE) mentre la seconda capace di fornire delle soluzioni in una condizione standardizzata.

Delle indicazioni di massima sulla scelta della disposizione degli strati sono fornite dal valore del parametro k_1 , più piccolo nel caso di disposizione che vede gli strati a più bassa densità disposti dal lato interno; ciò indirizza evidentemente verso stratificazioni caratterizzate da densità maggiori sul lato interno del pannello e inferiori su quello esterno.

6.4.2 Le soluzioni con tre strati

I calcoli, in ottemperanza a quanto riportato in [167], mettono in luce che le configurazioni stratigrafiche con densità in kg/m^3 pari a 900-300-600, 1000-300-600, 900-600-300 e 1000-600-300 di 10 cm di spessore ciascuno permettono di soddisfare tutti i requisiti normativi con classe prestazionale buona, come risulta dall'analisi dei dati riportati in Tabella 6.2. In particolare, si nota che tutte le soluzioni prevedono la disposizione dello strato avente maggiore massa volumica sul lato interno, mentre la disposizione di quello con più bassa densità sul lato più esterno, con quello a densità $600 kg/m^3$ posto dunque in posizione intermedia, comporta un miglioramento medio nei due casi analizzati del 18% per quel che concerne i parametri f_d e Y_{ie} , e un leggerissimo peggioramento per i parametri φ e k_1 , inferiore all'1% e al 3% rispettivamente. La scelta di incrementare la massa volumica dello strato più interno da $900 kg/m^3$ a $1000 kg/m^3$ porta invece ad un miglioramento dell'ordine del 12% in k_1 , ma, contestualmente, ad un peggioramento dell'ordine dell'1%, del 3%, del 7% e nuovamente del 3% in φ , f_d , Y_{ie} ed U rispettivamente. Infine, prendendo a riferimento la soluzione 900-600-300, si mostra che una modifica dello spessore degli strati, con l'incremento di quello a più alta massa volumica e la riduzione di quello intermedio, da preferirsi dal punto di vista delle prestazioni termiche rispetto a quella dello strato a più bassa densità, soluzione che potrebbe essere utile laddove si voglia conferire una maggiore rigidità al sistema, comporta miglioramenti maggiori del 3% in f_d che risulta essere il migliore tra tutte le soluzioni qui proposte, ma simultaneamente peggioramenti pari circa al 2%, al 4%, nuovamente al 2% e al 7% nel caso dei parametri, φ , Y_{ie} , k_1 ed U rispettivamente.

Tabella 6.2 Soluzioni per pannello in CSE a tre strati in condizioni umide

strati int. - est. $\gamma[kg/m^3]$ spessore [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
900-300-600 10-10-10	0.247	12.04	0.094	42.7	0.38
1000-300-600 10-10-10	0.250	11.96	0.097	47.5	0.39
900-600-300 10-10-10	0.201	11.99	0.076	41.1	0.38
1000-600-300 10-10-10	0.208	11.89	0.081	45.9	0.39
900-600-300 15-5-10	0.194	11.71	0.079	40.4	0.40

Ciò mette in luce ancor più la flessibilità dell'impiego dei CSE nei riguardi delle proprietà termiche, potendo di volta in volta scegliere tra le svariate soluzioni che soddisfano i requisiti normativi quella che ottimizza i parametri desiderati nel caso in esame.

Al fine di mettere in luce le differenze sul comportamento termico del pannello nel caso in cui il progetto venga effettuato nelle condizioni standard di densità e conducibilità termica secche, in Tabella 6.3 vengono riportati i parametri termici ottenuti in queste condizioni per la soluzione stratigrafica 900-600-300. Evidentemente, oltre alla conferma del rispetto delle limitazioni normative, si nota un miglioramento delle prestazioni del pannello così calcolate circa pari al 4%, al 2%, all'8% e al 5% per i parametri f_d , φ , Y_{ie} , ed U rispettivamente, con il peggioramento del 4% circa solo del parametro k_1 . Evidenziando, quindi, in generale, migliori prestazioni nel caso del calcolo standardizzato.

Tabella 6.3 Soluzione per pannello in CSE a tre strati in condizioni secche

strati int. - est. $\gamma[kg/m^3]$ spessore [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
900-600-300 10-10-10	0.193	12.24	0.070	40.9	0.36

Infine, in Tabella 6.4, si riporta la soluzione ottimizzata al fine del raggiungimento, nel minor spessore possibile, risultato essere 33 cm, della condizione prestazionale ottima, caratterizzata da valori di $f_d < 0,15 [-]$ e di $\varphi > 12 [h]$, non perseguibile con lo spessore totale di 30 cm.

Tabella 6.4 Soluzione in classe prestazionale ottima per pannello in CSE a tre strati in condizioni umide

strati int. - est. $\gamma[kg/m^3]$ spessore [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
900-600-300 13-10-10	0.141	13.57	0.049	40	0.35

6.4.3 Le soluzioni con quattro strati

Le motivazioni precedenti hanno spinto a considerare strati di densità pari a 300 kg/m³, 600 kg/m³, 800 kg/m³, 900 kg/m³ e 1000 kg/m³ con l'impiego di quelli a più alta massa volumica sul lato interno del paramento da progettare in modo tale da incrementare il parametro k_1 a valori superiori della soglia normativa. Se già nel caso del pannello a tre strati è risultata la flessibilità di progetto che caratterizza questo materiale, essa è ancor più enfatizzata nei casi di impiego di quattro strati con caratteristiche differenti. Le diverse soluzioni riportate in Tabella 6.5 rispettano tutte i requisiti normativi.

Tabella 6.5 Soluzioni per pannello in CSE a quattro strati in condizioni umide

strati int. - est. γ [kg/m ³] spessore [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
1000-600-300-800 9-6-6-9	0.183	12.02	0.076	45.5	0.417
1000-600-300-800 6-6-6-10	0.228	11.07	0.094	44.3	0.411
1000-800-600-300 6-8-6-10	0.206	11.85	0.082	44.7	0.395
900-600-1000-300 8-7-6-9	0.155	12.04	0.067	40.6	0.417
900-600-1000-300 7-8-7-8	0.161	12.05	0.067	40.3	0.429

In particolare si evidenzia che con la soluzione di strati aventi densità in kg/m³ 1000-600-300-800 procedendo dall'interno verso l'esterno con spessori in cm 6-6-6-10 rispettivamente si riescono a soddisfare le richieste normative anche con uno spessore totale pari a 28 cm. L'incremento a 30 cm con la soluzione in termini di spessori degli strati 9-6-6-9, lasciando inalterata la disposizione delle densità, comporta un significativo miglioramento dei parametri termici circa pari al 22%, al 9%, al 19% e al 3% rispettivamente per f_d , φ , Y_{ie} e k_1 , a fronte di un trascurabilissimo decremento in U dell'1% circa. Le diverse soluzioni mostrate consentono comunque di ottimizzare i vari parametri termici, cosicché la soluzione 900-600-1000-300 con spessori di 7-8-7-8 cm ottimizza sia f_d che φ , che risultano essere migliorati rispettivamente del 29% circa e del 2% circa rispetto al caso peggiore (comunque ampiamente entro i limiti di normativa) associato per entrambi i parametri alla stratigrafia 1000-800-600-300 con spessori 6-8-6-10 cm (ovviamente non si tiene conto del caso avente spessore totale di 28 cm) che invece ottimizza il parametro U dell'8% circa rispetto la condizione peggiore che è proprio quella associata ai migliori f_d e φ . Inoltre questa stessa stratigrafia è quella che, insieme alla soluzione 900-600-1000-300 con spessori 8-7-6-9 in cm, ottimizza anche il parametro Y_{ie} ; tutto ciò, unito al fatto che essa riesce anche a rientrare proprio al limite nella classe prestazionale ottima nonostante i 30 cm di spessore totale, unico caso tra tutti quelli finora proposti, mette in luce la sua elevata efficacia mostrando come l'impiego di quattro strati permetta di perseguire risultati non ottenibili con un pannello costituito da tre strati diversi. Rispetto alla soluzione presa a riferimento come pannello a tre strati, ossia 900-600-300 con spessori uguali di 10 cm, rientrante nella classe

prestazionale buona, quella a quattro strati di pari spessore totale, rientrante nella classe prestazionale ottima, dà luogo ad un miglioramento pari a circa il 25%, lo 0,5% e il 12% rispettivamente per i parametri f_d , φ e Y_{ie} a fronte di un peggioramento circa pari all'1% e al 13% in k_1 e in U rispettivamente. Infine, la soluzione che permette di ottimizzare k_1 , con tuttavia peggioramenti in tutti i parametri investigati eccetto U risulta essere quella già precedentemente richiamata al momento del confronto tra la soluzione efficace dal punto di vista normativo anche con solo 28 cm di spessore totale e quella di confronto a 30 cm; a quest'ultima è infatti associato il più alto valore di k_1 .

Come già fatto per il pannello a tre strati, anche in questo caso viene riportato il calcolo in condizioni essiccate per la soluzione presa a riferimento, ossia quella che rientrava proprio al limite nella classe prestazionale ottima. L'analisi dei dati presenti in Tabella 6.6 rende evidente come nel caso standardizzato il pannello rientri senza problemi nella classe prestazionale ottima, manifestando rispetto al calcolo in condizioni umide un miglioramento dei parametri f_d , φ , Y_{ie} ed U pari a circa il 5%, il 2%, il 9% e l'1% rispettivamente a fronte di un leggero decadimento dell'1% circa delle prestazioni in termini di k_1 . Rispetto alla soluzione a tre strati riferita alle condizioni secche, quella a quattro strati presenta un miglioramento del 23% circa e del 13% circa in f_d e Y_{ie} rispettivamente, un pari valore di φ e un leggero peggioramento circa pari al 2% e al 14% in k_1 e U rispettivamente.

In definitiva l'utilizzo di quattro strati permette di rientrare in classe prestazionale ottima anche con spessori totali di 30 cm.

Tabella 6.6 Soluzione per pannello in CSE a quattro strati in condizioni secche

strati int. - est. γ [kg/m^3] spessore [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [$W/(m^2K)$]	k_1 [$kJ/(m^2K)$]	U [$W/(m^2K)$]
900-600-1000-300 7-8-7-8	0.148	12.24	0.061	40.2	0.412

6.4.4 Confronti con alcuni sistemi in commercio

Al fine di valutare gli eventuali vantaggi che è in grado di offrire dal punto di vista termico il pannello multistrato in calcestruzzo schiumato estrudibile rispetto alle più comuni soluzioni già presenti sul mercato, in questo paragrafo vengono riportati i confronti tra i parametri termici che caratterizzano la soluzione innovativa e quelli relativi ai paramenti in mattoni pieni, in laterizio porizzato, in forati con cappotto in polistirene espanso con grafite e, per finire, in calcestruzzo gassoso. Poiché i dati desumibili dalle schede tecniche dei materiali sono relativi alle condizioni essiccate, il confronto riguarderà proprio queste ultime.

Il primo confronto proposto è riferito al tradizionale paramento in mattoni pieni che è caratterizzato da massa volumica $\gamma_s = 1700$ [kg/m^3], coefficiente di conducibilità termica $\lambda_s = 0,78$ [$W/(mK)$] e calore specifico $c_p = 940$ [$J/(kgK)$]. Considerando una muratura a due teste, Figura 6.5 a), con spessore pari a 38 cm, i calcoli effettuati in base alle prescrizioni presenti in [167], hanno permesso di determinare i valori dei parametri termici riportati in Tabella 6.7 insieme

a quelli relativi alle soluzioni a tre e a quattro strati del pannello coestruso in CSE di spessore totale pari a 30 cm.

Tabella 6.7 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento tradizionale in mattoni pieni e dell'innovativo pannello coestruso in CSE

tipologia e spess. tot. [cm] strati [kg/m^3] – sp. [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [$W/(m^2K)$]	k_1 [$kJ/(m^2K)$]	U [$W/(m^2K)$]
mattoni pieni – 38	0.175	11.99	0.267	66.7	1.52
CSE – 3 strati – 30 900-600-300 – 10-10-10	0.193	12.24	0.070	40.9	0.36
CSE – 4 strati – 30 900-600-1000-300 – 7-8-7-8	0.148	12.24	0.061	40.2	0.41

È possibile notare come il paramento tradizionale di spessore 38 cm non rispetti i requisiti normativi essendo $Y_{ie} > 0,10$ e $U > 0,43$, per cui non occorre aumentare lo spessore dei pannelli multistrato precedentemente ricavati per ottenere soluzioni migliori di questa, come d'altronde atteso. Si mette in luce come la soluzione a quattro strati, nonostante gli 8 cm in meno sia caratterizzata da parametri termici migliori non solo in termini di Y_{ie} e U , ma anche di f_d (contrariamente alla soluzione a tre strati) e φ .

Il secondo confronto proposto è quello con una muratura in laterizio porizzato, Figura 6.5 b), con spessore pari a 42 cm. Sebbene molto più prossimo ai valori minimi richiesti dalla normativa vigente, questa tipologia muraria non riesce comunque a raggiungerli essendo, contrariamente a quanto imposto, $U > 0,43$ e $k_1 < 40$. Nonostante sia possibile considerare migliori anche le soluzioni innovative con soli 30 cm di spessore, rispettando esse i requisiti di legge, al fine di valutare quale fosse lo spessore del pannello che permettesse di raggiungere gli altri parametri termici in regola con le prescrizioni normative posseduti dalla muratura in laterizio porizzato, si sono aumentati gli spessori delle soluzioni a tre e a quattro strati, come riportato in Tabella 6.8, riuscendo ad ottenere soluzioni migliori nel caso del pannello a tre strati, già con 37 cm, 5 cm in meno dello spessore della muratura in laterizio porizzato, mentre il sistema a quattro strati con soli 33 cm, dunque ben 9 in meno del paramento di confronto, permette di migliorare tutti i parametri termici, eccezion fatta per φ (inferiore di poco più dell'8% rispetto a quello della muratura in laterio porizzato con spessore 42 cm) che, comunque, essendo maggiore di 12, fa rientrare questa soluzione in classe prestazionale ottima. Come atteso, anche il confronto con le murature in laterizio porizzato non regge.

Tabella 6.8 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento in laterizio porizzato e dell'innovativo pannello coestruso in CSE

tipologia e spess. tot. [cm] strati [kg/m ³] – sp. [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
laterizio porizzato – 42 unico	0.104	15.39	0.052	35.3	0.501
CSE – 3 strati – 37 900-600-300 – 13-11-13	0.101	15.44	0.030	40	0.296
CSE – 4 strati – 34 900-600-1000-300-11-8-7-8	0.099	14.08	0.038	40.3	0.386

Tabella 6.9 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento in laterizio porizzato e dell'innovativo pannello coestruso in CSE

tipologia e spess. tot. [cm] strati [kg/m ³] – sp. [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
forato con cappotto - 42 30-12	0.05	18.85	0.014	38.7	0.279
CSE – 3 strati – 40 900-600-300 – 13-12-15	0.077	16.98	0.020	40	0.262
CSE – 4 strati – 42 900-600-1000-300-8-19-4-11	0.048	18.15	0.013	40.1	0.275

Ben più probante risulta il termine di paragone offerto dalla muratura in forati da 30 cm con cappotto in polistirene espanso con grafite di spessore 12 cm, Figura 6.5 c), per uno spessore totale del sistema pari a 42 cm. In questo caso, infatti, la soluzione innovativa a tre strati, con spessore di 40 cm, mette in luce sì un miglioramento dei parametri k_1 ed U , rispettivamente di poco più del 3% (ma comunque quanto basta a far rientrare il parametro nei limiti normativi) e del 6%, ma mostra anche un peggioramento dei valori di f_d , φ e Y_{ie} pari a circa il 54%, il 10% e il 43%, mettendo in luce come non sia più possibile ottenere soluzioni migliori per questi tre parametri con spessori inferiori. Dunque si è incrementato lo spessore del pannello coestruso con quattro strati proprio a 42 cm, così da effettuare un confronto a parità di spessore con il paramento in forati e cappotto da 12 cm. I valori riportati in Tabella 6.9 mettono in luce il miglioramento delle prestazioni con il materiale innovativo rispetto al rivestimento a cappotto del 4%, del 7%, nuovamente del 4% e dell'1,5% circa in termini di f_d , Y_{ie} , k_1 ed U rispettivamente, registrando un decremento di prestazione pari a circa il 3,5% in φ .

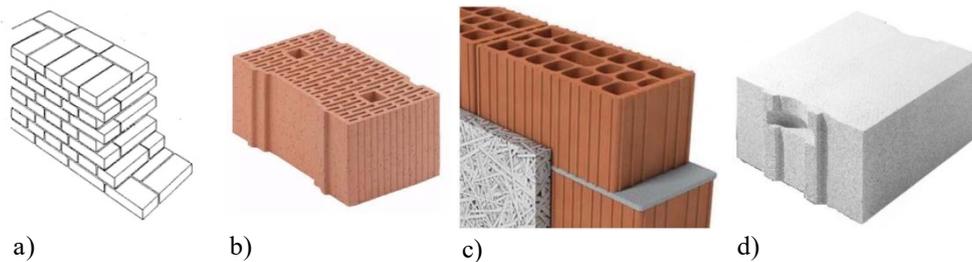


Figura 6.5 Muratura in mattoni pieni a due teste a); laterizio porizzato b); mattoni forati con cappotto in polistirene espanso con grafite c); calcestruzzo gassoso d)

L'ultimo confronto proposto è quello relativo ai paramenti realizzati con calcestruzzo gassoso. In particolare si è preso come riferimento il blocco di punta dei prodotti YTONG, denominato ClimaGold, sviluppato ed immesso da poco sul mercato proprio con l'obiettivo dichiarato della realizzazione di paramenti murari ad altissima efficienza energetica. Come riportato nella scheda tecnica, tale blocco è caratterizzato da massa volumica $\gamma_s = 300 [kg/m^3]$, coefficiente di conducibilità termica $\lambda_s = 0,072 [W/(mK)]$ e calore specifico $c_p = 1000 [J/(kgK)]$. I blocchi sono presenti in commercio con tre diversi spessori: 40 cm, 45 cm e 48 cm. Il calcolo dei parametri termici per le tre tipologie di paramenti in calcestruzzo gassoso è riportato in Tabella 6.10 insieme al confronto con il paramento coestruso innovativo nel caso della soluzione più prestazionale di 48 cm. Si nota subito che i valori di trasmittanza termica statica U associati al calcestruzzo gassoso sono ben inferiori rispetto sia la soluzione a tre strati che quella a quattro: nel caso dei 48 cm di spessore la muratura in ClimaGold migliora del 22% circa e del 31% circa i valori di U associati alle soluzioni a tre e a quattro strati rispettivamente. Ma questo, dati i bassissimi valori sia della densità che del coefficiente di conducibilità termica del blocco monolitico ClimaGold era un risultato atteso. Tuttavia proprio queste caratteristiche fanno sì che i paramenti in calcestruzzo gassoso siano caratterizzati da un valore della capacità di accumulo di calore sul lato interno $k_1 = 15,3 [kJ/m^2K]$, nettamente inferiore rispetto alla richiesta normativa di $40 [kJ/m^2K]$. Dunque, nonostante le peggiori prestazioni in termini di U , i pannelli a tre e a quattro strati sono caratterizzati da valori di k_1 di ben 2,6 volte maggiori rispetto ai paramenti in calcestruzzo gassoso, tali da rientrare nei limiti di legge. Inoltre, la soluzione a tre strati è caratterizzata, rispetto ai gassosi a parità di spessore, da un identico valore di f_d , da un miglioramento del 3% circa del parametro φ e da un peggioramento di $|Y_{ie}|$ che passa da $0,006 [W/(m^2K)]$ a $0,008 [W/(m^2K)]$. Quest'ultimo innalzamento è ridotto nel caso della soluzione a quattro strati, caratterizzata da un valore di $Y_{ie} = 0,007 [W/(m^2K)]$, che fa anche registrare rispetto ai paramenti in ClimaGold miglioramenti in f_d e in φ del 20% e del 2% rispettivamente.

Infine, risulta interessante il confronto a "parità di campo" tra gli innovativi calcestruzzi schiumati estrudibili, trattati non come pannello multistrato coestruso ma come blocco monolitico, e i calcestruzzi gassosi ClimaGold. Come si evince dai valori dei parametri termici riportati in Tabella 6.10, i paramenti realizzati con il materiale innovativo rispetto a quelli in ClimaGold migliorano tutti i parametri termici eccezion fatta per k_1 che si riduce dai $15,3 [kJ/(m^2K)]$ che caratterizzano la soluzione con i calcestruzzi gassosi ai $15,1 [kJ/(m^2K)]$ che caratterizzano il paramento in CSE. Per quanto riguarda gli altri parametri si registra un miglioramento pari a circa

il 4,5%, l'1,5%, il 6% e il 3% in f_d , φ , $|Y_{ie}|$ ed U rispettivamente nel caso della soluzione con spessore 40 cm, il 5,5%, l'1,5%, il 3,5% e il 2,5% in f_d , φ , Y_{ie} ed U rispettivamente nel caso della soluzione con spessore 45 cm e, infine, il 5%, l'1,5%, 16,5% e il 2% in f_d , φ , Y_{ie} ed U rispettivamente nel caso della soluzione con spessore 48 cm.

Tabella 6.10 Confronto tra le proprietà termiche di un paramento in laterizio porizzato e dell'innovativo pannello coestruso in CSE

tipologia e spess. tot. [cm] strati [kg/m ³] – sp. [cm]	f_d	φ [h]	$ Y_{ie} $ [W/(m ² K)]	k_1 [kJ/(m ² K)]	U [W/(m ² K)]
ClimaGold - 40 300-unico	0.090	16.33	0.016	15.3	0.175
CSE - 40 300-unico	0.086	16.56	0.015	15.1	0.170
ClimaGold - 45 300-unico	0.054	18.68	0.008	15.3	0.156
CSE - 45 300-unico	0.051	18.94	0.008	15.1	0.152
ClimaGold - 48 300-unico	0.040	20.09	0.006	15.3	0.146
CSE - 48 300-unico	0.038	20.37	0.005	15.1	0.143
CSE – 3 strati – 48 900-600-300 – 10-10-28	0.040	20.76	0.008	40	0.188
CSE – 4 strati – 48 900-600-1000-300–10-8-7-23	0.032	20.51	0.007	40	0.213

In definitiva, dal confronto con il calcestruzzo gassoso si può dedurre come non solo il materiale innovativo si presti ad ottenere agevolmente delle soluzioni efficaci sotto tutti gli aspetti, ma risulti anche caratterizzato da prestazioni termiche migliori nel caso di classica soluzione di impiego. Questo risultato era d'altronde stato già previsto alla luce delle sperimentazioni atte ad investigare le proprietà termiche del CSE in termini di coefficiente di conducibilità discusse al Paragrafo 4.6.2.

6.5 Sviluppi futuri

La lettura del presente capitolo ha messo in luce gli evidenti vantaggi che scaturiscono direttamente dall'innovazione apportata nel settore dei calcestruzzi leggeri con l'ingegnerizzato calcestruzzo schiumato estraibile. Infatti alla semplicità, all'economicità e alla facile reperibilità degli elementi che costituiscono i calcestruzzi schiumati, che ne fanno quanto di più economico si possa realizzare nel settore dell'isolamento termico, di quello acustico e del riempimento di cavità, si aggiunge la tenuta dimensionale nel green state che, oltre a permetterne un'industrializzazione economicamente conveniente nell'ambito del settore degli elementi prefabbricati a matrice cementizia, ne fa un materiale dalle caratteristiche idonee ad essere impiegato nel settore più tecnologicamente all'avanguardia e ancora tutto da scoprire del campo

delle costruzioni: la stampa 3D direttamente in cantiere. Quest'ultimo viene così trasformato in un'industria 4.0 che riesce a rispondere alle tradizionali esigenze del mercato delle costruzioni: la riduzione dei costi, l'abbattimento dei tempi, il completo controllo del costruito con l'estrema limitazione di errori ed inesattezze rispetto a quanto stabilito in sede progettuale, il risparmio del materiale, il minor impatto ambientale. Per di più le caratteristiche uniche del prodotto, con la possibilità di ottenere manufatti di densità compresa tra 200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 , permettono la realizzazione di soluzioni ibride che consentono il perseguimento di caratteristiche in antitesi quali l'isolamento termico, associato alla leggerezza, e le buone proprietà meccaniche, associate di contro a masse volumiche elevate.

Nonostante l'attività di ricerca presentata in questo lavoro abbia messo in luce le ottime prestazioni sia in termini di resistenze meccaniche che di isolamento termico dell'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile rispetto alle altre due categorie di calcestruzzi cellulari, ossia gli schiumati classici e i ben più costosi ed energivori ma, ad oggi, anche più diffusi nel mercato internazionale calcestruzzi gassosi, si ritiene che questa possa rivelarsi una solida base su cui poggiare ulteriori sviluppi del materiale che permettano di raggiungere risultati ancor più sorprendenti sia in termini di proprietà meccaniche che di isolamento termico.

Per quanto concerne il miglioramento delle proprietà meccaniche, future ricerche potrebbero riguardare l'introduzione nel mix design di micro e nano materiali. Un incremento delle proprietà meccaniche può certamente aversi con l'impiego di fumo di silice che grazie alle dimensioni inferiori rispetto a quelle dei grani di cemento e all'attività pozzolanica ha un doppio effetto positivo sull'incremento delle resistenze. Nella letteratura specifica, come accennato al Paragrafo 3.4, sono già presenti alcuni studi relativi alla positiva influenza di questa aggiunta minerale sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati classici. Per di più alcune indagini preliminari effettuate su provini cubici di lato 5 cm realizzati con l'innovativo calcestruzzo schiumato estrudibile confezionato con la sostituzione del 10% del cemento CEM I 52,5R con fumo di silice e con la solita schiuma da tensioattivo proteico Foamin C[®] impiegando la modalità di miscelazione con velocità di rotazione della frusta miscelatrice pari a 1200 rpm e, dunque, non modificata secondo quanto introdotto al Paragrafo 4.5 nell'ambito delle strategie per il miglioramento della resistenza a compressione, mettono già in luce il significativo miglioramento di quest'ultima proprietà dovuto alla presenza del fumo di silice, in corrispondenza della densità secca target pari a 400 kg/m^3 come illustrato negli istogrammi comparativi riportati in Figura 6.6 in cui vengono richiamati alcuni dati sperimentali sulla resistenza a compressione dei calcestruzzi schiumati estrudibili presentati al Paragrafo 4.5. In particolare, in Figura 6.6 a) viene mostrato l'incremento di resistenza a compressione dovuto alla presenza del fumo di silice a parità di modalità di miscelazione: esso si attesta sul 157% circa, sul 195% circa e sul 225% circa nel caso di maturazione in aria, cellophane ed acqua rispettivamente; in Figura 6.6 b) viene invece mostrato come la presenza del fumo di silice permetta di ottenere prestazioni migliori in termini di resistenza a compressione rispetto a quelle ottenute in assenza di quest'aggiunta minerale ma con l'impiego delle modalità di miscelazione migliori: in questo caso l'incremento si attesta all'incirca sul 31%, sul 45% e sul 140% per le stagionature in aria, cellophane ed acqua rispettivamente. Si evidenzia come gli incrementi maggiori siano associati alle condizioni di maturazioni migliori, ossia cellophane ed acqua, per via del miglior sviluppo in queste condizioni dei prodotti di

idratazione, quali i silicati tricalcici cosiddetti secondari [24] dovuti proprio all'espletarsi dell'attività pozzolanica del fumo di silice.

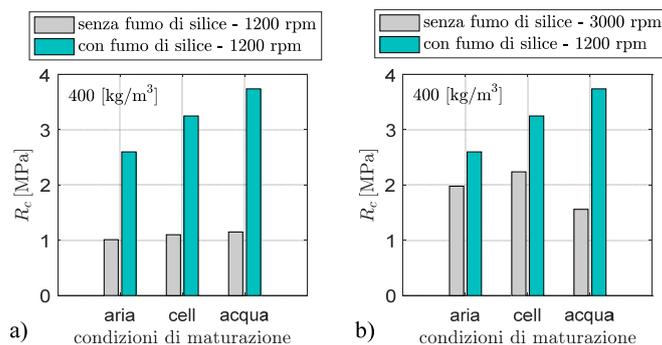


Figura 6.6 Confronto tra le resistenze a compressione di calcestruzzi schiumati estraibili con densità secca target pari a 400 kg/m^3 con e senza impiego di fumo di silice: a parità di modalità di miscelazione a); per diverse modalità di miscelazione e, in particolare, impiegando la modalità di miscelazione migliore nel caso di assenza di fumo di silice b)

Questa prima indagine investigativa ha messo dunque in luce la bontà dell'impiego del fumo di silice lasciando ampi margini di ricerca in questa direzione: basti pensare alla possibilità di utilizzare la nuova modalità di miscelazione anche per il caso di CSE confezionati con fumo di silice, all'estensione di questa indagine anche alle altre densità target, allo studio delle proprietà meccaniche al variare del contenuto volumetrico di fumo di silice, alla valutazione delle ricadute che la presenza del fumo di silice ha sulla morfologia delle bolle d'aria, all'impiego delle fibre in presenza di quest'aggiunta minerale: la densificazione della matrice cementizia, infatti, potrebbe migliorare l'efficacia dell'interazione fibra – pasta cementizia portando a resistenze a trazione indiretta superiori.

Ma, oltre all'aggiunta di fumo di silice, uno studio che si ritiene possa essere altrettanto se non ancor più interessante è quello relativo alla nanoingegnerizzazione del calcestruzzo schiumato mediante l'introduzione di nanomateriali quali, ad esempio, il grafene, sulla scorta delle recentissime e promettentissime indagini effettuate in [168] nell'ambito dei calcestruzzi tradizionali. Quello dell'ingegnerizzazione dei conglomerati cementizi con nanomateriali è un campo in pieno sviluppo con enormi margini di ricerca se si pensa che non si sono ancora effettuati studi in tal senso su nessuna tipologia di calcestruzzo cellulare.

Ma le aggiunte di fumo di silice o la nanoingegnerizzazione potrebbe riguardare indirettamente il calcestruzzo schiumato se ad essere sviluppate in tal senso sono le schiume, l'elemento caratterizzante questa categoria di calcestruzzi leggeri. Si evince come anche in questo settore la ricerca abbia ampi margini di sviluppo, a partire dallo studio delle proprietà delle schiume liquide additivate per finire alle proprietà dei calcestruzzi confezionati con tali schiume ingegnerizzate con micro e nanomateriali.

Per quel che riguarda l'ulteriore miglioramento delle proprietà di isolamento termico, questo è certamente ottenibile mediante una ancor più marcata riduzione delle dimensioni delle bolle

d'aria inglobate nel sistema, per cui future ricerche potrebbero avere come obiettivo quello di ottenere dei calcestruzzi schiumati ultra-leggeri caratterizzati da dimensioni dei pori dell'ordine dei nanometri così da ridurre ulteriormente i valori dei coefficienti di conducibilità termica associati a queste bassissime masse volumiche.

Come ricordato nel corso del Capitolo 4, inoltre, un aspetto molto interessante per future ricerche basate sul presente lavoro riguarda l'ottimizzazione del mix design e la successiva valutazione delle proprietà meccaniche, fisiche e morfologiche di calcestruzzi schiumati estrudibili nel range di densità compreso tra 1000 kg/m^3 e 1800 kg/m^3 anche in presenza dei sistemi di rinforzo presentati al Paragrafo 4.5.3 così da suggellare ancor più la sempre maggiore capacità delle fibre corte di incrementare le capacità flessionali dei calcestruzzi alleggeriti con schiuma al crescere della massa volumica.

Interessante è anche l'ambito della ricerca legato al riutilizzo come aggregato leggero di riciclo degli scarti di lavorazione dell'industria dei calcestruzzi alleggeriti con schiuma, soluzione che permetterebbe la completa eliminazione degli sprechi e l'ottimizzazione delle risorse utilizzate con risvolti positivi per il futuro reimpiego dei materiali a fine vita.

Dalla lettura del Capitolo 5 è invece emerso che, sebbene le ricerche effettuate in questo lavoro abbiano raggiunto l'obiettivo di evidenziare in termini quantitativi le enormi differenze che incorrono tra le proprietà reologiche dei calcestruzzi schiumati classici ed innovativi, la carenza di studi scientifici in questo settore spinge verso la necessità di estendere tali indagini anche ad altre metodologie di prova che vedono l'impiego di strumenti più comuni ai laboratori della geotecnica: il vane test e la prova di taglio diretto, quest'ultima definita in [158] come uno dei metodi più promettenti ed idonei per la caratterizzazione reologica dei materiali estrudibili a matrice cementizia; tali ricerche contribuiranno a migliorare la comprensione generale del comportamento reologico di questi materiali permettendo al contempo di determinare delle relazioni che intercorrono tra i parametri reologici determinati con le diverse strumentazioni. Ciò sarà certamente utile anche al fine di stabilire finalmente la standardizzazione con necessaria normazione delle prove più idonee alla determinazione delle proprietà reologiche delle paste cementizie anche, se necessario, differenziandole in funzione delle qualità macroscopiche delle paste stesse (dimensioni massime degli aggregati, massa volumica, ecc.).

Lo studio delle proprietà reologiche delle paste cementizie è uno dei settori della ricerca più interessanti e al contempo in voga in questi ultimissimi anni proprio per l'interesse sempre più crescente che il settore delle costruzioni sta manifestando nei confronti della possibilità di introdurre anche in questo campo, molto tradizionalista e restio a sconvolgimenti di pratiche ormai consolidate nel tempo, dell'innovativa tecnica della stampa 3D degli elementi costruttivi direttamente in cantiere.

Nell'ambito dell'estrusione e dello stampaggio le possibilità di ricerca sono praticamente illimitate e, solo per citarne alcune, vanno dal già ricordato studio reologico finalizzato all'ottimizzazione del comportamento della miscela nelle fasi immediatamente precedenti e seguenti la deposizione del materiale estrudibile alla progettazione di opportuni ugelli e/o filiere per la coestrusione di strati con diverse caratteristiche lungo lo spessore, dallo studio delle sezioni migliori per la realizzazione di blocchi prefabbricati autoincastranti con pezzi speciali che consentano l'eliminazione dei ponti termici in corrispondenza delle strutture portanti

all'ottimizzazione topologica degli elementi costruttivi stampati in 3D. Per non parlare dei possibili sviluppi, con la collaborazione di esperti nel settore della robotica e della mecatronica, di due diverse categorie di sistemi robotici opportunamente ottimizzati in funzione delle proprietà dell'elemento da stampare e con caratteristiche tali da poter essere trasportati e montati facilmente e velocemente in cantiere, con forme compatibili con spazi angusti e pesi contenuti. Una prima soluzione riguarderebbe sistemi complessi e dotati di diverse articolazioni che ne permettano qualunque possibilità di movimento da impiegare laddove si debba perseguire l'ottimizzazione topologica del manufatto, sulla base di quelli già presenti ed illustrati, ad esempio in Figura 6.2; una seconda soluzione, sarebbe relativa a sistemi molto più semplificati, dotati di un minor numero di articolazioni, con capacità di movimento nel piano e in altezza, da utilizzare laddove si dovessero semplicemente disporre degli elementi in continuità come nel caso dei tramezzi e delle tamponature.

Un campo di ricerca che sta già cominciando ad attirare l'attenzione di molti studiosi del settore è quello relativo allo studio del comportamento all'interfaccia tra strati sovrapposti e, nel caso dei calcestruzzi schiumati estraibili, anche adiacenti a diversa densità e alla risoluzione del cosiddetto problema dei giunti freddi. È infatti evidente che le proprietà d'interfaccia, che incidono significativamente sulla resistenza e sulla durabilità del prodotto finale, dipendono dal tempo che intercorre tra il posizionamento di uno strato e la sovrapposizione di quello successivo. Bisogna infatti fare in modo che il tempo trascorso sia tale da consentire la sovrapposizione dello strato successivo di materiale senza che si abbia lo spanciamiento di quello sottostante per via del carico applicato ma, al contempo, quanto più possibile limitato in modo da permettere una corretta "unione" tra i due strati adiacenti grazie allo sviluppo dei prodotti di idratazione proprio in corrispondenza dell'interfaccia così da unire al meglio le due superfici a contatto. Se infatti dovesse trascorrere troppo tempo tra la disposizione di uno strato e di quello adiacente in sovrapposizione si incorrerebbe nel problema del giunto freddo con la generazione di legami di aderenza limitati tra i due strati; ecco che si ripresenta l'importanza dello studio e dell'ottimizzazione delle miscele cementizie che devono possedere, in funzione dell'applicazione cui sono destinate, caratteristiche di indurimento tali da evitare la problematica del giunto freddo.

Si evidenzia infine che questa nuova tecnica applicativa richiederà certamente l'ideazione di nuovi sistemi di rinforzo, non potendosi evidentemente applicare in modo agevole le tipologie tradizionalmente utilizzate nelle classiche strutture in calcestruzzo armato e, contestualmente, la rivisitazione delle classiche teorie e modelli di calcolo finora impiegati, poiché relativi alle tradizionali costruzioni in calcestruzzo armato caratterizzate da un comportamento strutturale del tutto differente rispetto a quello relativo a questa nuova concezione strutturale. A ciò fa eco la necessità di definire e standardizzare delle procedure di test ad hoc per la valutazione delle proprietà dei materiali da impiegare con questa nuova tecnologia.

6.6 Considerazioni conclusive al Capitolo 6

La lettura del capitolo ha messo in luce come l'innovazione apportata nel campo dei calcestruzzi schiumati, oltre a garantire il miglioramento delle prestazioni meccaniche e di isolamento termico come mostrato nei capitoli precedenti, sia tale non solo da permetterne un'industrializzazione più semplice, efficiente ed economicamente conveniente rispetto alle

metodologie ad oggi impiegate nel settore dei calcestruzzi cellulari, ma anche un potenziale impiego nell'innovativo settore della stampa 3D direttamente sul sito di costruzione. I vantaggi essenziali vanno ricercati nelle più elevate capacità produttive e flessibilità del processo, nell'assenza delle casseforme e della fase di maturazione in autoclave, nell'indipendenza del costo del prodotto dalla complessità della sua forma, nell'ampiezza di gamma vista la possibilità di ottenere estrusi in un range di densità compreso tra 200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 e nella possibilità di impiegare la tecnica della coestrusione con l'ottenimento di elementi monolitici con densità variabile nello spessore. A questi vantaggi l'applicazione del materiale mediante la tecnica della stampa 3D direttamente in cantiere potrebbe portare, con lo sviluppo di questa tecnologia innovativa, ad ottimizzare le tradizionali esigenze che contraddistinguono il mondo delle costruzioni: l'abbattimento dei tempi con la possibilità di attuare dei cicli di lavoro continuativi, la riduzione dei costi, il risparmio del materiale (si pensi all'ottimizzazione topologica delle sezioni perseguibile con questa tecnica), la limitazione dell'impatto ambientale e il completo controllo del cantiere.

Come scaturisce dall'analisi di quanto riportato nel capitolo, il punto di forza principale sta proprio nell'accoppiare queste tecnologie produttive/applicative alle peculiarità non convenzionali del materiale con il perseguimento di elementi ibridi ingegnerizzati le cui proprietà possono essere progettate ad hoc in funzione delle necessità da perseguire. Le soluzioni proposte di pannelli multistrato di nuova concezione non solo hanno permesso di soddisfare agevolmente e con sezioni ridotte le richieste della normativa vigente in campo energetico, ma si sono anche rivelate migliori rispetto ai sistemi usualmente più impiegati nel campo delle chiusure verticali, quali murature in mattoni pieni a due teste, in laterizio porizzato, in forati con cappotto in polistirene espanso con grafite da 12 cm e in calcestruzzo gassoso.

L'ultimo paragrafo ha infine messo in luce le enormi potenzialità della ricerca che può scaturire da quanto riportato nel presente lavoro.

7 CONCLUSIONI

La semplicità e la facile reperibilità degli elementi che lo costituiscono unite alla familiarità del modus operandi (semplice miscelazione dei componenti base: cemento, acqua, schiuma preformata ed eventualmente sabbia fine) fanno del calcestruzzo schiumato quanto di più economico si possa realizzare nel settore dell'isolamento termico, dell'assorbimento acustico e dei riempimenti protettivi e/o stabilizzanti.

I diversi capitoli della tesi hanno accompagnato il lettore alla scoperta delle caratteristiche di questo materiale che, nonostante le grandi potenzialità, non ha ancora conosciuto un'ampia diffusione nel mercato di riferimento. Tuttavia la possibilità di poterne sfruttare le peculiarità attraverso un'innovazione che consentirebbe di industrializzarlo mediante processi produttivi più efficienti ed economicamente convenienti potrebbe mutare positivamente lo scenario.

Un'attività di ricerca che ha lo scopo di innovare deve anzitutto conoscere il materiale di base. Così le sperimentazioni effettuate sul componente caratterizzante questa tipologia di conglomerati cementizi leggeri, ossia la schiuma liquida, hanno permesso di mettere in luce le proprietà di questo sistema disperso, in particolare densità e drenaggio a diversi tempi dalla produzione, al variare della natura e della concentrazione del tensioattivo (proteico o sintetico) e della pressione dell'aria impiegati per la sua generazione. Lo studio, inoltre, ha permesso di identificare i valori di questi parametri da utilizzarsi nel generatore, illustrato nel Capitolo 2, impiegato per la produzione di schiume con caratteristiche tali da poter essere proficuamente utilizzate nel confezionamento dei calcestruzzi schiumati, ossia ottima tenuta al drenaggio e densità compresa tra 70 e 90 g/l, evidenziando come dovessero essere scartate tutte le combinazioni che vedevano l'utilizzo di pressioni dell'aria ≤ 2 [bar] e concentrazioni di tensioattivo $< 3\%$.

La miscelazione della schiuma preformata con la pasta cementizia dà luogo, appunto, al calcestruzzo schiumato (CS) le cui proprietà sono state passate in rassegna nel Capitolo 3; l'ulteriore aggiunta dell'aggettivo "classico" (CSC) è stata dettata dalla volontà di voler distinguere questi conglomerati cementizi alleggeriti da quelli innovativi sviluppati nel prosieguo dell'attività di ricerca, denominati "estrudibili" (CSE).

Le indagini sui CSC hanno messo ancor più in evidenza le maggiori difficoltà che si incontrano nel progetto della miscela di questi calcestruzzi leggeri rispetto a quelli tradizionali: le risultanze sperimentali hanno infatti mostrato come la resistenza a compressione potrebbe crescere o diminuire al crescere del rapporto acqua/cemento, a/c , in funzione della natura del tensioattivo utilizzato per la produzione della schiuma. Infatti la resistenza a compressione è in generale funzione non solo del rapporto a/c , ma anche di quello aria/cemento, a_r/c . Tuttavia mentre risulta trascurabile nel caso dei calcestruzzi tradizionali, dove il ruolo principale è ricoperto dal rapporto a/c , il rapporto a_r/c nei calcestruzzi alleggeriti con bolle d'aria, diventa via via maggiore al decrescere della densità e , quindi, al crescere della porosità fino a divenire preponderante. Le sperimentazioni hanno messo in luce come questi rapporti siano fortemente influenzati dalla natura della schiuma impiegata che, in base alla stabilità e alle interazioni che si vengono a generare tra le bolle d'aria e le particelle di cemento durante la fase di miscelazione con il conglomerato cementizio, che dipendono evidentemente dalla natura del tensioattivo utilizzato, influisce sul rapporto a_r/c e sulla fluidità totale della miscela allo stato fresco, espressa

dal rapporto $(a + s)/c$ essendo s la quantità di schiuma impiegata, giocando quindi un ruolo di primaria importanza su tutte le proprietà dei campioni di CSC. Come illustrato e descritto nel Capitolo 3, le dinamiche di interazione e stabilizzazione delle schiume prodotte con il tensioattivo proteico hanno condotto a CSC caratterizzati da migliori prestazioni meccaniche e bolle d'aria di più piccole dimensioni in tutti i diversi casi analizzati, che includevano due diverse tipologie di cemento, tre differenti condizioni di stagionatura e due diversi rapporti a/c . In definitiva, l'attività di ricerca effettuata sui CSC non ha rappresentato semplicemente una solida base di dati sperimentali utili come esatto termine di paragone (in quanto relativo a stesse attrezzature e costituenti base del mix design) cui riferire quelli relativi ai CSE, ma ha permesso di ampliare la comprensione e la conoscenza scientifica di questa tipologia di calcestruzzi cellulari nel range di densità medio-basse analizzato, mettendo in luce i dissimili comportamenti associati a diversi fattori, quali natura del tensioattivo (anche al variare del rapporto a/c), condizioni di stagionatura e tipologie di cemento, non ancora evidenziati nella letteratura di settore.

Tuttavia i risultati più interessanti sono certamente quelli relativi agli innovativi CSE. Effettuata la scelta di incrementare la viscosità della miscela con un additivo a base di amido (perché biodegradabile ed ottenibile da fonti rinnovabili) opportunamente modificato, come illustrato al Capitolo 4, al fine di ottenere la stabilizzazione delle bolle all'interno della miscela cementizia ed il contemporaneo incremento della viscosità e della consistenza della pasta nella sua complessità di modo tale che quest'ultima potesse autosostenersi allo stato fresco, le indagini sperimentali relative alla determinazione della resistenza meccanica di questo materiale hanno messo in luce un incremento medio delle prestazioni del 21% circa rispetto ai CSC a parità di condizioni. Ciò è proprio dovuto all'effetto dell'additivo che oltre a ridurre la precoce deidratazione dei provini stagionati in aria grazie all'effetto di ritenzione d'acqua, aumentando la viscosità della pasta fa sì che le bolle intrappolate all'interno di quest'ultima abbiano dimensioni minori e siano più omogenee ed uniformemente distribuite rispetto al caso dei CSC; infatti, lo studio morfologico ha messo in luce che il diametro medio dei CS a densità di 800 kg/m^3 si incrementa del 35% nel caso dei classici rispetto agli estrudibili. Al fine di migliorare ancora le proprietà meccaniche dei CSE è stata modificata la fase di miscelazione, aumentando la velocità di rotazione della frusta miscelatrice di 2,5 volte: ciò ha condotto ad un ulteriore incremento medio su tutte le condizioni investigate del 56% circa nei valori della resistenza a compressione, raggiungendo l'obiettivo di raggiungere, se non superare, quelle dei più costosi calcestruzzi gassosi. Alla determinazione della resistenza a trazione indiretta, che cresce linearmente nel range di densità compreso tra 400 kg/m^3 ed 800 kg/m^3 , variando da circa 0,1 MPa a circa 2,5 MPa, ha fatto seguito lo studio di strategie (impiego solo di fibre corte con diversi contenuti volumetrici, solo di griglie bi-direzionali in fibra di vetro e fibre corte e griglie contemporaneamente) che permettessero di incrementarla soprattutto alle basse densità. L'obiettivo è stato perseguito in quasi tutte le configurazioni investigate eccezion fatta per il caso di sole fibre nel contenuto volumetrico minore (0,7%), riuscendo ad ottenere incrementi della capacità flessionale dei provini prismatici in CSE davvero significativi come illustrato al Paragrafo 4.5.3. In particolare, nonostante l'incidenza maggiore sull'incremento della resistenza a trazione indiretta sia, evidentemente, quella dovuta alla presenza della griglia bidirezionale, i risultati migliori sono associati alla soluzione con simultanea presenza di fibre corte e griglia, mettendo così in luce una

collaborazione tra i due livelli di rinforzo. I risultati hanno inoltre messo in evidenza una significativa influenza non solo delle strategie di rinforzo (che permettono di passare da una rottura fragile ad una sempre più duttile), ma anche delle modalità di stagionatura (nel caso della presenza di griglia bi-direzionale) sulle modalità di collasso dei provini testati.

Le indagini sperimentali effettuate sul coefficiente di conducibilità termica presso l'Università Politecnica delle Marche hanno messo in evidenza come i CSE posseggano migliori proprietà di isolamento termico sia rispetto ai CSC che ai gassosi; questo è dovuto al fatto che nel materiale innovativo le bolle d'aria presentano dimensioni ridotte e risultano più omogeneamente distribuite all'interno della pasta cementizia rispetto alle altre due categorie di calcestruzzi cellulari.

Le attività di ricerca sulle proprietà reologiche presentate nel Capitolo 5 hanno permesso di evidenziare anche da un punto di vista quantitativo le enormi differenze, visibili qualitativamente anche da una banale osservazione visiva, che incorrono tra le proprietà allo stato fresco delle paste di CSC e di CSE. L'ampia campagna sperimentale, ha permesso di determinare il valore dell'yield stress e della viscosità plastica al variare della densità e del tempo di invecchiamento delle paste dal termine della fase di miscelazione. Evidentemente sia nel caso del CSC che del CSE si registrano degli incrementi dell'yield stress sia al trascorrere del tempo che al crescere della densità. Inoltre, è stata ideata una prova, denominata extrusion test, che ha permesso non solo di dimostrare la non estrudibilità dei CSC anche dopo attese di 40 minuti dal termine della fase di miscelazione e, di contro, l'ottima tenuta dimensionale dei CSE in tutte le condizioni analizzate, ma ha anche permesso nel caso dei CSC di associare ai vari yield stress, determinati attraverso l'impiego di un reometro rotazionale, la green strength (ossia la capacità di autosostenersi) del materiale attraverso la determinazione dell'abbassamento del provino a seguito dell'estrusione, e nel caso dei CSE il valore di yield stress, diverso a seconda della densità del materiale, in corrispondenza del quale un calcestruzzo schiumato può essere considerato estrudibile.

Dunque l'attività di ricerca intrapresa per ottenere un'innovazione che potesse rendere il materiale industrializzabile in modo più semplice, efficiente ed economicamente conveniente rispetto alle metodologie ad oggi impiegate nel settore dei calcestruzzi cellulari attraverso la tecnica di formatura per estrusione ha permesso anche di ottenere un materiale con prestazioni fisiche e meccaniche migliori delle altre tipologie di calcestruzzi cellulari. I vantaggi nel campo dell'industrializzazione sono presto detti: più elevate capacità produttive e flessibilità del processo, assenza delle casseforme e della fase di maturazione in autoclave (quest'ultima rispetto ai gassosi), indipendenza del costo del prodotto dalla complessità della sua forma, ampiezza di gamma vista la possibilità di ottenere estrusi in un range di densità compreso tra 200 kg/m^3 e 2000 kg/m^3 , possibilità di impiegare la tecnica della coestrusione con il perseguimento di elementi monolitici ingegnerizzati le cui proprietà possono essere progettate ad hoc in funzione delle necessità da perseguire con densità variabile nello spessore che, come visto nel Capitolo 6, non solo permettono di soddisfare agevolmente e con sezioni ridotte le richieste della normativa vigente in campo energetico, ma presentano in generale caratteristiche prestazionali migliori rispetto ai sistemi usualmente più impiegati nel campo delle chiusure verticali. A questi vantaggi l'applicazione del materiale con la tecnica della stampa 3D direttamente in cantiere potrebbe portare ad una risposta ottimizzata di quelle che sono le tradizionali esigenze del mondo delle costruzioni: abbattimento dei tempi con la possibilità di attuare dei cicli di lavoro continuativi,

riduzione dei costi, risparmio del materiale (si pensi all'ottimizzazione topologica delle sezioni perseguibile con questa tecnica), limitazione dell'impatto ambientale e completo controllo del cantiere.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Breward C.J.W., (1999), *The mathematics of foam*, PhD thesis, University of Oxford, St. Anne's College.
- [2] Post Baracchi A., Tagliabue A., (1999), *Chimica*, S. Lattes & C. Editori, Torino.
- [3] Schramm L.L., Wassmuth F., (1994), Foams: fundamentals and applications in the petroleum industry, *Advances in Chemistry*, **242**, 3-45.
- [4] Chen X., Raston C.L., (2015), Liquid interface evolution of polyhedral-like graphene, *Chemical Communications*, **51**, 14609-14612.
- [5] Pugh R.J., (1996), Foaming, foam films, antifoaming and defoaming, *Advances in Colloid and Interface Science*, **64**, 67-142.
- [6] Myers D., (1999), *Surfaces, Interfaces, and Colloids: Principles and Applications*, John Wiley & Sons, New York.
- [7] Damodaran S., (1990), Interfaces, protein films and foams, *Advances in Food and Nutrition Research*, **34**, 1-79.
- [8] Russo C., (2000), Le schiume alimentari, *Industrie Alimentari*, XXXIX, 425-443.
- [9] Dickinson E., (1992), Emulsifying and foaming properties of proteins, *Food Science and Technology*, **6**(3), 152-155.
- [10] Schiavello M., Palmisano L., (2010), *Fondamenti di Chimica*, Edises s.r.l., Napoli.
- [11] Derjaguin B.V., Landau L., (1941), Theory of the stability of strongly charged lyophobic sols and of the adhesion of strongly charged particles in solutions of electrolytes, *Acta Physico-Chimica*, **14**, 633-662.
- [12] Verwey E.J.W., Overbeek J.T.G., (1948), *Theory of the stability of lyophobic colloids*, Elsevier, Amsterdam.
- [13] Everett D.H., (1988), *Basic Principles of Colloid Science*, Royal Society of Chemistry, London.
- [14] German J.B., Phillips L.G., (1989), Molecular properties of proteins important in foams, *Food proteins (Eds. Kinsella)*, American Oil Chemist Society, 132-143.
- [15] Hajimohammadi A., Ngo T., Mendis P. (2018), Enhancing the strength of pre-made foams for foam concrete applications, *Cement and Concrete Composites*, **87**, 164-171.
- [16] Schramm L.L., (1992), Fundamentals and applications in the petroleum industry, *Advances in Chemistry*, **231**, 3-24.
- [17] Wilde P.J., Clark D.C., (1996), *Foam formation and stability, Methods of testing protein functionality*, G.M. Hall ed., Springer Science & Business Media, London.
- [18] Hanselmann W., Windhab E., (1999), Flow characteristic and modelling of foam generation in a continuous Rotor/Stator mixer, *Journal of food engineering*, **38**(4), 393-405.
- [19] Meyer D., (2004), *Foamed cementitious materials*, student paper, ETH Zurich Research Collection.
- [20] Foamin C[®], (2011) *manuale tecnico*, Mibo s.r.l., Vicenza.

- [21] Chao Y.Y.H., Chao K.J., (1997), *U.S. Patent No. 5,696,174*, Washington DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- [22] Demartino A., (1998), *Calcestruzzi leggeri strutturali*, Strumenti Ambiente Territorio Edilizia Urbanistica, Maggioli Editore.
- [23] UNICEMENTO, (1992), *UNI 7548-1: Calcestruzzo leggero con argilla o scisti espansi. Definizione e classificazione*, Milano.
- [24] Collepari M., Collepari S., Troli R., (2014), *Il nuovo calcestruzzo*, Edizioni Tintoretto, Villorba.
- [25] Coppola L., (2007), *Concretum*, McGraw-Hill s.r.l., Milano.
- [26] ACI Committee 213 (American Concrete Institute) (2003), *Guide for Structural Lightweight-Aggregate Concrete*, Farmington Hills, MI, USA.
- [27] Wongkeo W., Thongsanitgarn P., Pimraksa K., Chaipanich A. (2012), Compressive strength, flexural strength and thermal conductivity of autoclaved concrete block made using bottom ash as cement replacement materials, *Materials & Design*, **35**, 434-439.
- [28] Hauser A., Eggenberger U., Mumenthaler T., (1999), Fly ash from cellulose industry as secondary raw material in autoclaved aerated concrete, *Cement and Concrete Research*, **29**(3), 297-302.
- [29] Chatterji S., (2003), Freezing of air-entrained cement-based materials and specific actions of air-entraining agents, *Cement and Concrete Composites*, **25**(7), 759-765.
- [30] Powers T. C., Helmuth R. A., (1953), Theory of volume changes in hardened portland-cement paste during freezing, *Highway research board proceedings*, **32**.
- [31] Powers T. C., Willis T. F., (1950), The air requirement of frost resistant concrete, *Highway Research Board Proceedings*, **29**.
- [32] Helmuth R. A., (1961), Dimensional changes of hardened Portland cement pastes caused by temperature changes, *Highway Research Board Proceedings*, **40**.
- [33] Warris B., (1964), The influence of air-entrainment on the frost-resistance of concrete, *Proceeding No. 36, Swedish Cement and Concrete Research Institute*, Stoccolma.
- [34] Chatterji S., (1984), The spacing factor in entrained air-bubbles. Has it any significance?, *Cement and Concrete Research*, **14**(5), 757-758.
- [35] Chatterji S., (1999), Aspects of freezing process in porous material-water system: Part 2. Freezing and properties of frozen porous materials, *Cement and Concrete Research*, **29**(5), 781-784.
- [36] Du L., Folliard K. J., (2005), Mechanisms of air entrainment in concrete, *Cement and concrete research*, **35**(8), 1463-1471.
- [37] Şahin Y., Akkaya Y., Boylu F., Taşdemir M. A., (2017), Characterization of air entraining admixtures in concrete using surface tension measurements, *Cement and Concrete Composites*, **82**, 95-104.
- [38] Mendes J. C., Moro T. K., Figueiredo A. S., do Carmo Silva K. D., Silva G. C., Silva G. J. B., Peixoto R. A. F., (2017), Mechanical, rheological and morphological analysis of cement-based composites with a new LAS-based air entraining agent, *Construction and Building Materials*, **145**, 648-661.

- [39] Schott H., (1988), Effect of electrolytes on foaming of nonionic surfactant solutions, *Journal of the American Oil Chemists' Society*, **65**(10), 1658-1663.
- [40] Powers T. C., (1968), *Properties of Fresh Concrete*, John Wiley and Sons Inc., New York.
- [41] Dodson V.H., (1990), *Concrete Admixtures*, Structural Engineering Series, Springer Science+Business Media, Melbourne.
- [42] Külaots I., Hurt R.H., Suuberg E.M., (2004), Size distribution of unburned carbon in coal fly ash and its implications, *Fuel*, **83**(2), 223-230.
- [43] Zhang D.S., (1996), Air entrainment in fresh concrete with PFA, *Cement and Concrete Composites*, **18**(6), 409-416.
- [44] Hoarty J.T., Hodgkinson L., (1990), Improved air entraining agents for use in concretes containing pulverised fuel ashes, *Admixtures for concrete: improvement of properties, Proceedings of the International Symposium held by RILEM*, Barcellona, Chapman and Hall, London, 449-459.
- [45] Kosmatka S.H., Kerkhoff B., Panarese W.C., (2002), *Design and Control of Concrete Mixtures*, Portland Cement Association, Skokie.
- [46] Jones M.R., Ozlutas K., Zheng L., (2016), Stability and instability of foamed concrete, *Magazine of Concrete Research*, **68**(11), 542-549.
- [47] Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2007), Air-void characterisation of foam concrete, *Cement and concrete research*, **37**(2), 221-230.
- [48] Stevenson P. (Ed.), (2012), *Foam engineering: fundamentals and applications*, John Wiley & Sons.
- [49] Mielenz R.C., Wolkodoff V.E., Backstrom J.E., Flack H.L., (1958), Origin, evolution, and effects of the air void system in concrete. Part 1 — entrained air in unhardened concrete, *J. Am. Concr. Inst.*, **55** (7), 95–121.
- [50] Ley M.T., Folliard K.J., Hover K.C., (2009), Observations of air-bubbles escaped from fresh cement paste, *Cement and Concrete Research*, **39**(5), 409-416.
- [51] Ley M.T., Chancey R., Juenger M. C., Folliard K. J., (2009), The physical and chemical characteristics of the shell of air-entrained bubbles in cement paste, *Cement and Concrete Research*, **39**(5), 417-425.
- [52] Bruere G.M., (1962), Rearrangement of bubble sizes in air-entrained cement pastes during setting, *Aust. J. Appl. Sci.*, **13**, 222–227.
- [53] Sang G., Zhu Y., Yang G., Zhang H., (2015), Preparation and characterization of high porosity cement-based foam material, *Construction and Building Materials*, **91**, 133-137.
- [54] Ramamurthy K., Nambiar E.K., Ranjani G.I.S., (2009), A classification of studies on properties of foam concrete, *Cement and Concrete Composites*, **31**(6), 388-396.
- [55] Jones M.R., McCarthy A., Dhir R.K., (2005), Recycled and secondary aggregate in foamed concrete, *WRAP Research report, the waste and resources action programme*, Banbury, Oxon OX16 0AH.
- [56] Yang K.H., Lee K.H., Song J.K., Gong M.H., (2014), Properties and sustainability of alkali-activated slag foamed concrete, *Journal of Cleaner Production*, **68**, 226-233.

- [57] Faleschini F., Fernández-Ruiz M.A., Zanini M.A., Brunelli K., Pellegrino C., Hernández-Montes E., (2015), High performance concrete with electric arc furnace slag as aggregate: mechanical and durability properties, *Construction and Building Materials*, **101**, 113-121.
- [58] Kunhanandan Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2008), Fresh state characteristics of foam concrete, *Journal of materials in civil engineering*, **20**(2), 111-117.
- [59] Zulkarnain F., Ramli M., (2011), Rational proportion for mixture of foamed concrete design, *Jurnal Teknologi*, **55**, 1-12.
- [60] Amran Y.M., Farzadnia N., Ali A.A., (2015), Properties and applications of foamed concrete; a review, *Construction and Building Materials*, **101**, 990-1005.
- [61] Tam C.T., Lim T.Y., Sri Ravindrarajah R., Lee S.L., (1987), Relationship between strength and volumetric composition of moist-cured cellular concrete, *Magazine of Concrete Research*, **39**(138), 12-18.
- [62] Jones M.R., McCarthy A., (2005), Preliminary views on the potential of foamed concrete as a structural material, *Magazine of concrete research*, **57**(1), 21-31.
- [63] Nandi S., Arnab C., Prantik S., Tanushree H., (2016), Cellular concrete and its facets of application in civil engineering, *International Journal of Engineering Research*, **5**(1), 37-43.
- [64] Lightweight cement/concrete, (2014) *manuale tecnico*, Allied Foam Tech Corp., Montgomeryville.
- [65] Roslan A.F., Awang H., Mydin M.A.O., (2013), Effects of various additives on drying shrinkage, compressive and flexural strength of lightweight foamed concrete (LFC), *Advanced Materials Research*, **626**, 594-604.
- [66] Thakrele M.H., Experimental study on foam concrete, (2014), *Int. J. Civ. Struct. Environ. Infrastruct. Eng. Res. Dev.*, **4**(1), 145-158.
- [67] Hoff G.C., (1972), Porosity-strength considerations for cellular concrete, *Cement and Concrete Research*, **2**(1), 91-100.
- [68] Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2006), Influence of filler type on the properties of foam concrete, *Cement and concrete composites*, **28**(5), 475-484.
- [69] McCormick F.C., (1967), Rational proportioning of preformed foam cellular concrete, *Journal Proceedings*, **64**(2), 104-110.
- [70] Panesar D.K., (2013), Cellular concrete properties and the effect of synthetic and protein foaming agents, *Construction and building materials*, **44**, 575-584.
- [71] Jones M.R., McCarthy M.J., McCarthy A., (2003), Moving fly ash utilization in concrete forward: a UK perspective, *Proceedings of the 2003 international ash utilisation symposium, centre for applied energy research. University of Kentucky*, 20-2.
- [72] Tan X., Chen W., Hao Y., Wang X., (2014), Experimental study of ultralight (< 300 kg/m³) foamed concrete, *Advances in Materials Science and Engineering*, **8**, 1-7.
- [73] Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2006), Models relating mixture composition to the density and strength of foam concrete using response surface methodology, *Cement and Concrete Composites*, **28**(9), 752-760.
- [74] Jitchaiyaphum K., Sinsiri T., Chindaprasirt P., (2011), Cellular lightweight concrete containing pozzolan materials, *Procedia Engineering*, **14**, 1157-1164.

- [75] Kearsley E.P., Wainwright P.J., (2001), The effect of high fly ash content on the compressive strength of foamed concrete, *Cement and concrete research*, **31**(1), 105-112.
- [76] Mydin M.A.O., Sani N.M., Yusoff M.M., Ganesan S., (2014), Determining the Compressive, Flexural and Splitting Tensile Strength of Silica Fume Reinforced Lightweight Foamed Concrete, *MATEC Web of Conferences*, **17**, 01008, 1-6, EDP Sciences.
- [77] Bing C., Zhen W., Ning L., (2011), Experimental research on properties of high-strength foamed concrete, *Journal of materials in civil engineering*, **24**(1), 113-118.
- [78] Valore R.C., (1954), Cellular concretes part 2 physical properties, *Journal Proceedings*, **50**(6), 817-836.
- [79] Brady K.C., Jones M.R., Watts G.R., (2001), *Specification for foamed concrete*, Application guide AG39, TRL Limited.
- [80] McGovern G., (2000), Manufacture and supply of ready-mix foamed concrete, *One Day Awareness Seminar on Foamed Concrete: Properties, Applications and Potential*, University of Dundee, **294**, 12-25.
- [81] Schubert P., (1983), Shrinkage behaviour of aerated concrete, *Autoclaved Aerated Concrete, Moisture and Properties*, Amsterdam, Elsevier, 207-17.
- [82] Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2009), Shrinkage behavior of foam concrete, *Journal of materials in civil engineering*, **21**(11), 631-636.
- [83] Awang H., Ahmad M.H., Al-Mulali M.Z., (2015), Influence of kenaf and polypropylene fibres on mechanical and durability properties of fibre reinforced lightweight foamed concrete, *Journal of Engineering Science and Technology*, **10**(4), 496-508.
- [84] Regan P.E., Arasteh A.R., (1990), Lightweight aggregate foamed concrete, *Structural Engineer*, **68**, 167-73.
- [85] Kearsley E.P., Wainwright P.J., (2001), Porosity and permeability of foamed concrete, *Cement and concrete research*, **31**(5), 805-812.
- [86] Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2007), Sorption characteristics of foam concrete, *Cement and concrete research*, **37**(9), 1341-1347.
- [87] Madjoudj N., Dheilily R.M., Queneudec M., (2002), Water capillary absorption of cellular clayed concrete obtained by proteinic foaming, *Innovations and Developments in Concrete Materials and Construction: Proceedings of the International Conference held at the University of Dundee, Scotland*, Thomas Telford Publishing, 513-521.
- [88] Jones M.R., McCarthy A., (2005), Utilising unprocessed low-lime coal fly ash in foamed concrete, *Fuel*, **84**(11), 1398-1409.
- [89] Jones M.R., McCarthy A., (2006), Heat of hydration in foamed concrete: Effect of mix constituents and plastic density, *Cement and concrete research*, **36**(6), 1032-1041.
- [90] Proshin A.P., Beregovoi V.A., Beregovoi A.M., Eremkin A.I., (2005), Unautoclaved foam concrete and its constructions adapted to regional conditions, *Use of Foamed Concrete in Construction: Proceedings of the International Conference held at the University of Dundee, Scotland*, Thomas Telford Publishing, 113-120.

- [91] Weigler H., Karl S., (1980) Structural lightweight aggregate concrete with reduced density—lightweight aggregate foamed concrete, *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, **2**(2), 101-104.
- [92] Giannakou A., Jones M.R., (2002), Potential of foamed concrete to enhance the thermal performance of low-rise dwellings, *Innovations and Developments in Concrete Materials and Construction: Proceedings of the International Conference held at the University of Dundee, Scotland*, Thomas Telford Publishing, 533-544.
- [93] Lysenko V., Roussel P., Remaki B., Delhomme G., Dittmar A., Barbier D., Martelet C., (2000), Study of nano-porous silicon with low thermal conductivity as thermal insulating material, *Journal of Porous Materials*, **7**(1-3), 177-182.
- [94] Taylor W.H., (1965), *Concrete technology and practice*, Angus and Robertson, London.
- [95] Tada S., (1986), Material design of aerated concrete—An optimum performance design, *Materials and Structures*, **19**(1), 21-26.
- [96] Laukaitis A., Fiks B., (2006), Acoustical properties of aerated autoclaved concrete, *Applied Acoustics*, **67**(3), 284-296.
- [97] Leitch F.N., (1980), The properties of aerated concrete in service, *Proceedings of the Second International Conference on Lightweight Concretes*. London.
- [98] Vilches J., Ramezani M., Neitzert T., (2012), Experimental investigation of the fire resistance of ultra lightweight foam concrete, *International Journal of Advanced Engineering Applications*, **1**(4), 15-22.
- [99] Narayanan N., Ramamurthy K., (2000), Structure and properties of aerated concrete: a review, *Cement and Concrete composites*, **22**(5), 321-329.
- [100] Kearsley, E.P., Booyens P., (1998), Reinforced foamed concrete can it be durable?, *Concrete Beton*, **91**, 5-9.
- [101] Narayanan N., (1999), *Influence of composition on the structure and properties of aerated concrete*, M.S. thesis, IIT Madras.
- [102] Tada S., Nakano S., (1983), Microstructural approach to properties of moist cellular concrete, *Proceedings Autoclaved Aerated Concrete, Moisture and Properties*, Amsterdam, Elsevier, 71-89.
- [103] Nambiar E.K., Ramamurthy K., (2007), Air-void characterisation of foam concrete, *Cement and concrete research*, **37**(2), 221-230.
- [104] Visagie M., Kearsely E.P., (2002), Properties of foamed concrete as influenced by air-void parameters, *Concrete/Beton*, **101**, 8-14.
- [105] Kearsley E.P., Wainwright P.J., (2002), The effect of porosity on the strength of foamed concrete, *Cement and concrete research*, **32**(2), 233-239.
- [106] Gowripalan N., Cabrera J.G., Cusens A.R., Wainwright P.J., (1990), Effect of curing on durability, *Concr. Int.*, **12**(12), 47-54.
- [107] Yajun J., Cahyadi J.H., (2003), Effects of densified silica fume on microstructure and compressive strength of blended cement pastes, *Cement and Concrete Research*, **33**(10), 1543-1548.

- [108] Wang K.S., Chiou J., Chen C.H., Wang D., (2005), Lightweight properties and pore structure of foamed material made from sewage sludge ash, *Construction and Building Materials*, **19**(8), 627-633.
- [109] Wei S., Yunsheng Z., Jones M.R., (2014), Using the ultrasonic wave transmission method to study the setting behavior of foamed concrete, *Construction and Building Materials*, **51**, 62-74.
- [110] Jones M.R., Ozlutas K., Zheng L., (2017), High-volume, ultra-low-density fly ash foamed concrete, *Magazine of Concrete Research*, **69**(22), 1146-1156.
- [111] Hilal A.A., Thom N.H., Dawson A.R., (2015), On void structure and strength of foamed concrete made without/with additives, *Construction and Building Materials*, **85**, 157-164.
- [112] Sudin M.A.S., Ramli M., (2014), Effect of Specimen Shape and Size on the Compressive Strength of Foamed Concrete, *MATEC Web of Conferences*, **10**, 02003, 1-6, EDP Sciences.
- [113] EN 197-1, (2006), Part 1. Composition, Specifications and Conformity Criteria for Common Cements, *Eur. Stan.*, 1-47.
- [114] FoamTek, (2016) *scheda tecnica*, Tekna Chem s.p.a., Renate.
- [115] Jasiczak J., Zielinski K., (2006), Effect of protein additive on properties of mortar, *Cement and Concrete Composites*, **28**(5), 451-457.
- [116] Sikament®-330, (2011) *scheda tecnica*, Sika s.p.a., Baar.
- [117] Kearsley E.P., Mostert H.F., (2005), Designing mix composition of foamed concrete with high fly ash contents, *Use of Foamed Concrete in Construction: Proceedings of the International Conference held at the University of Dundee, Scotland*, Thomas Telford Publishing, 29-36.
- [118] Wei S., Yiqiang C., Yunsheng Z., Jones M.R., (2013), Characterization and simulation of microstructure and thermal properties of foamed concrete, *Construction and building materials*, **47**, 1278-1291.
- [119] Hilal A.A., Thom N.H., Dawson A.R., (2014), Effect of additives on void structure of foamed concrete, *Proceedings of the 34th Cement and Concrete Science Conference*, 14-17.
- [120] Micaelli F., (2008), *Proprietà reologiche di paste di cemento estrudibili ad elevato contenuto di ceneri di carbone*, Tesi di Dottorato, Università degli Studi di Pisa.
- [121] Peled A., Shah S.P., (2003), Processing effects in cementitious composites: extrusion and casting, *Journal of Materials in Civil Engineering*, **15**(2), 192-199.
- [122] Rough S.L., Bridgwater J., Wilson D.I., (2000), Effects of liquid phase migration on extrusion of microcrystalline cellulose pastes, *International journal of pharmaceuticals*, **204**(1-2), 117-126.
- [123] Chen Z.C., Ikeda K., Murakami T., Takeda T., (2000), Drainage phenomenon of pastes during extrusion, *Journal of Material Science*, **35**, 2517-2523.
- [124] Toutou Z., (2002), *Rhéologie et formulation des géosuspensions concentrées: évaluation des conditions d'extrudabilité*, Thèse de doctorat, Université des Études de Rennes.
- [125] Khayat K.H., (1998), Viscosity-enhancing admixtures for cement-based materials—an overview, *Cement and Concrete Composites*, **20**(2-3), 171-188.

- [126] Daniels E.R., Anderson P.J., (2016), Extruded lightweight thermal insulating cement-based materials, *U.S. Patent No. 2016/0068435*, Washington DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- [127] Ren et al., (2016), Lightweight extruded cementitious material and method of making the same, *U.S. Patent No. US 9382156 B2*, Washington DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- [128] Belton P. (Ed.), (2008), *The chemical physics of food*, John Wiley & Sons.
- [129] Plunguian et al., (1976), Foamed cementitious materials and method of producing the same, *U.S. Patent No.3989534*, Washington DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- [130] Collepari M., Massidda L., (1971), Hydration of tricalcium silicate, *Journal of the American Ceramic Society*, **54**(9), 419-422.
- [131] Kim D.M., Ryu H.S., Shin S.H., Park W.J., (2016), Properties of calcium acetate manufactured with etching waste solution and limestone sludge as a cementitious high-early-strength admixture, *Advances in Materials Science and Engineering*.
- [132] EN 196-1, (2006), Methods of testing cement – Part 1: Determination of strength, *Eur. Stan.*, 1-33.
- [133] Long W.W., Wang J.S., (2015), Study on Compressive Strength and Moisture Content of Different Grades Density of Foam Concrete, *International Conference on Material Science and Application*, DOI: 10.2991/icmsa-15.2015.32.
- [134] Sun H.Y., Gong A.M., Peng Y.L., Wang X., (2011), The study of foamed concrete with polypropylene fiber and high volume fly ash, *Applied Mechanics and Materials*, **90**, 1039-1043.
- [135] Dawood E.T., Hamad A.J., (2015), Toughness behaviour of high-performance lightweight foamed concrete reinforced with hybrid fibres, *Structural concrete*, **16**(4), 496-507.
- [136] Mahzabin M.S., Hock L.J., Hossain M.S., Kang L.S., (2018), The influence of addition of treated kenaf fibre in the production and properties of fibre reinforced foamed composite, *Construction and Building Materials*, **178**, 518-528.
- [137] Awang H., Ahmad M.H., (2014), Durability properties of foamed concrete with fiber inclusion, *World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Civil, Environmental, Structural, Construction and Architectural Engineering*, **8**(3).
- [138] OMydin M.A., Rozlan N.A., Ganesan S., (2015), Experimental study on the mechanical properties of coconut fibre reinforced lightweight foamed concrete, *J. Material and Environmental Sciences*, **6**(2), 407-411.
- [139] Fedorov V., Mestnikov A., (2018), Influence of cellulose fibers on structure and properties of fiber reinforced foam concrete, *MATEC Web of Conferences*, **143**, 02008.
- [140] Hulimka J., Krzywoń R., Jędrzejewska A., (2017), Laboratory tests of foam concrete slabs reinforced with composite grid, *Procedia Engineering*, **193**, 337-344.
- [141] Bagherzadeh R., Pakravan H.R., Sadeghi A.H., Latifi M., Merati A.A., (2012), An Investigation on Adding Polypropylene Fibers to Reinforce Lightweight Cement Composites (LWC), *Journal of Engineered Fabrics & Fibers (JEFF)*, **7**(4).
- [142] EN 12667, (2002), Thermal performance of building materials and product – Determination of thermal resistance by means of guarded hot plate and heat flow meter methods – Product of medium thermal resistance, *Eur. Stan.*, 1-59.

- [143] EN 12664, (2002), Thermal performance of building materials and product – Determination of thermal resistance by means of guarded hot plate and heat flow meter methods – Dry and moist products of medium and low thermal resistance, *Eur. Stan.*, 1-73.
- [144] Mydin M.A.O., (2011), Effective thermal conductivity of foamcrete of different densities, *Concrete research letters*, **2**(1), 181-189.
- [145] Barnes H.A., (1999), The yield stress - a review or 'παντα ρει' - everything flows?, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, **81**(1-2), 133-178.
- [146] Heymann L., Peukert S., Aksel N., (2002), Investigation of the solid – liquid transition of highly concentrated suspensions in oscillatory amplitude sweeps, *Journal of Rheology*, **46**(1), 93-112.
- [147] Nguyen Q.D., Boger D.V., (1992), Measuring the flow properties of yield stress fluids, *Annual Review of Fluid Mechanics*, **24**(1), 47-88.
- [148] EN 12350-4, (2001), Testing fresh concrete – Degree of compactability, *Eur. Stan.*, 1-11.
- [149] EN 12350-5, (2001), Testing fresh concrete – Flow table test, *Eur. Stan.*, 1-15.
- [150] EN 12350-3, (2001), Testing fresh concrete – Vébé test, *Eur. Stan.*, 1-13.
- [151] ACI 238-1R-08, (2008), Report on measurement of workability and rheology of fresh concrete, *American Concrete Institute*.
- [152] Hu C., De Larrard F., Sedran T., Boulay C., Bosc F., Deflorenne F., (1996), Validation of BTRHEOM, the new rheometer for soft-to-fluid concrete, *Materials and Structures*, **29**(10), 620-631.
- [153] Elaty M.A.A., Ghazy M.F., (2012), Flow properties of fresh concrete by using modified geotechnical vane shear test, *HBRC Journal*, **8**(3), 159-169.
- [154] Dzuy N.Q., Boger D.V., (1985), Direct yield stress measurement with the vane method, *Journal of rheology*, **29**(3), 335-347.
- [155] Assaad J.J., Harb J., Maalouf Y., (2016), Effect of vane configuration on yield stress measurements of cement pastes, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, **230**, 31-42.
- [156] Assaad J.J., Harb J., Maalouf Y., (2014), Measurement of yield stress of cement pastes using the direct shear test, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, **214**, 18-27.
- [157] Newman K., (1966), Concrete systems, Holliday L. (ed.), *Composite materials*, 335-452.
- [158] Girish S., Santhosh B.S., (2012), Determination of Bingham parameters of fresh Portland cement concrete using concrete shear box, *Bonfring International Journal of Industrial Engineering and Management Science*, **2**(4), 84-90.
- [159] Alfani R., Guerrini G.L., (2005), Rheological test methods for the characterization of extrudable cement-based materials – A review, *Materials and Structures*, **38**(2), 239-247.
- [160] Ait-Mokhtar A., (1993), *Mise au point d'essais de laboratoire pour la caractérisation de l'étude de l'extrudabilité de pâtes argileuses*, Thèse de doctorat, INSA de Rennes.
- [161] Schmitt R., (2001), *Die Schalungstechnik*, Ernst u. Sohn, Berlino.
- [162] Chen W.F., Liew J.Y.R., (2003), *The Civil Engineering Hand Book*, CRC Press LLC, New York.
- [163] De Schutter G., Lesage K., Mechtcherine V., Nerella V.N., Habert G., Agusti-Juan I. (2018), Vision of 3D printing with concrete – Technical, economic and environmental potentials, *Cement and Concrete Research*, **112**, 25-36.

- [164] Reiter L., Wangler T., Roussel N., Flatt R.J., (2018), The role of early age structural build-up in digital fabrication with concrete, *Cement and Concrete Research*, <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2018.05.011>.
- [165] Buswell R.A., Leal de Silva W.R., Jones S.Z., Dirrenberger J., (2018), 3D printing using concrete extrusion: a roadmap for research, *Cement and Concrete Research Special Issue on Digital Concrete*, <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2018.05.013>.
- [166] UNI EN ISO 6946, (2008), Building components and building elements – Thermal resistance and thermal transmittance – Calculation method, *Eur. Stan.*, 1-31.
- [167] UNI EN ISO 13786, (2001), Thermal performance of building components – Dynamic thermal characteristics – Calculation methods, *Eur. Stan.*, 1-25.
- [168] Dimov D., Amit I., Gorrie O., Barnes M.D., Townsend N.J., Neves A.I., Craciun M.F., (2018), Ultrahigh Performance Nanoengineered Graphene – Concrete Composites for Multifunctional Applications, *Advanced Functional Materials*, **28**(23), 1705183.