Politecnico di Torino

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Meccanica



Tesi

Studio dei fenomeni di trasporto in materiali idrofilici e porosi per la dissalazione termica passiva

Relatore:

Matteo FASANO

Co-Relatore:

Matteo MORCIANO

Candidato:

Roberto Raffaele MEO 257253

Anno accademico 2020/2021

Ai miei genitori

Abstract

Le previsioni più attuali indicano che il problema della scarsità d'acqua potabile sarà sempre più rilevante nei prossimi anni, con un aumento del numero di regioni a rischio aridità. Ciò spinge a ricercare nuovi metodi sempre più efficienti per il trattamento delle acque, così da raggiungere una diversificazione delle relative fonti di approvvigionamento. L'acqua di mare costituisce il 97% delle risorse idriche in natura, tuttavia lo sviluppo su larga scala delle tecniche di dissalazione tradizionali è stato ostacolato da costi elevati e dagli oneri per mantenerne efficiente l'operatività.

Nel 2018, il gruppo SMaLL del Dipartimento Energia del Politecnico di Torino ha realizzato e testato un dissalatore di piccole dimensioni alimentato da energia solare, mettendo in evidenza la buona concordanza dei risultati teorici con quelli sperimentali. Il prototipo è economicamente ed ecologicamente sostenibile, modulare ed espandibile, privo di componenti meccanici in movimento soggetti a usura. L'obiettivo di questo studio è quello di investigare i fenomeni di trasporto che interessano il componente evaporatore, così da stabilirne i parametri progettuali, le condizioni di funzionamento ottimali ed eventuali limiti, nell'ottica di estendere l'impiego del prototipo realizzato su scala maggiore (eventualmente industriale). Nel dettaglio, lo studio si è focalizzato sulle proprietà capillari dei materiali porosi, su cui si basa il funzionamento del dispositivo. I principali software di cui si è fatto impiego per la modellazione numerica sono Matlab, Simulink e Wolfram.

I risultati mostrano che parte della pressione capillare associata al diametro dei pori è necessaria alla risalita capillare dell'acqua salata fino ad una determinata altezza; un'altra parte, invece, permette il costante flusso di acqua in ingresso all'evaporatore. La dimensione ottimale dei pori risulterà da un compromesso fra la pressione capillare fornita e le perdite viscose associate, evitando al contempo condizioni di *dry-out* del mezzo poroso nelle condizioni di funzionamento. Lo studio si focalizza sia sulle condizioni di equilibrio del dissalatore passivo sia su quelle transitorie, ad esempio riscontrate durante il suo avvio. Nella tesi si conduce infine un'analisi inerente all'accumulo di sale nel dispositivo – aspetto cruciale per garantirne le prestazioni nel tempo – col fine di evitare fenomeni di cristallizzazione nei mezzi porosi capillari.

Gli studi numerici svolti in questa tesi permettono di progettare in maniera ottimale gli stadi del dissalatore passivo, proponendo così possibili configurazioni alternative per mitigare le criticità riscontrate nella fase di prototipazione.

Sommario

1.	Introduzione			15
	1.1.	Disp	oonibilità acqua dolce	15
	1.2.	ll pr	oblema della scarsità d'acqua	18
	1.2.1.		Diffusione geografica e andamento annuale della scarsità d'acqua	18
	1.	2.2.	Le cause	20
	1.	2.3.	Evoluzione del fenomeno della scarsità d'acqua	21
	1.3.	Dist	ribuzione radiazione solare	22
	1.4.	L'er	nergenza idrica in una metropoli costiera: Cape Town	23
	1.	4.1.	Effetti sul breve e lungo termine	26
	1.4	4.2.	Resto del mondo	28
	1.	4.3.	La situazione in Italia	30
	1.	4.4.	Considerazioni	31
2.	St	ato de	ll'arte delle tecniche di dissalazione	32
	2.1.	Tec	niche di dissalazione passiva	34
	2.	1.1.	Solar still elementare (alambicco solare)	34
	2.	1.2.	Solar still a singolo stadio	35
	2.	1.3.	Distillatore galleggiante a singolo stadio passivo	39
	2.	1.4.	Generatore di vapore ad alta efficienza	41
	2.	1.5.	Distillazione solare via membrana attivata per via nano fotonica (NESMD)	42
	2.2.	Tec	nologie di dissalazione attiva	44
	2.	2.1.	Distillazione a singolo stadio attiva	44
	2.	2.2.	Dissalazione per umidificazione/essiccamento (HD)	45
	2.	2.3.	Multi-Stage Flash Distillation (MSF)	46
	2.	2.4.	Multi Effect Distillation (MED)	47
	2.	2.5.	Compressione di vapore (VC)	48
	2.	2.6.	Dissalazione via membrana (MD)	50
	2.	2.7.	Dissalazione per congelamento	52
	2.	2.8.	Osmosi inversa (RO)	54
	2.	2.9.	Osmosi diretta (FO)	57
	2.	2.10.	Dissalazione per elettrodialisi (ED)	59
	2.3.	Con	fronto performance produttive, ambientali ed energetiche	60
	2.4.	Con	fronto perfomance exergetiche	61

	2.5.	Diff	usione attuale e trend di mercato delle tecniche di dissalazione	63
3.	Mo	della	zione del prototipo di dissalatore passivo	67
	3.1.	Geo	ometria	69
	3.2.	Bila	ncio pressioni	72
	3.3.	Ren	dimento di trasmissione verticale	76
	3.4.	Def	ormazione menisco orizzontale	81
	3.4.	1.	Tecniche avveniristiche di controllo automatico passivo dei flussi in mezz	i porosi82
	3.5.	Trat	to verticale	84
	3.5.	1.	Transitorio	84
	3.5.	2.	Transitorio semplificato	92
	3.5.	3.	Regime	94
	3.6.	Trat	to orizzontale (vd. appendice 2)	102
	3.6.	1.	Discretizzazione	103
	3.6.	2.	Regime	106
	3.6.	3.	Andamento portata semplificato	114
	3.6.	4.	Rendimento evaporatore	115
	3.6.	5.	Assunzione sulla temperatura	120
	3.7.	Сар	illare a gomito	121
	3.7.	1.	Transitorio	121
	3.7.	2.	Transitorio semplificato	128
	3.7.	3.	Regime	134
	3.7.	4.	Regime semplificato	136
	3.8.	Sali	nità	137
	3.8.	1.	Discretizzazione	137
	3.8.	2.	Accumulo salino semplificato	146
	3.8.	3.	Calcolo tempi saturazione	149
	3.8.	4.	Rimozione sale per mezzo di configurazione alternativa del dissalatore	153
	3.8.	5.	Smaltimento sale tramite componente passivo	155
	3.9.	Con	figurazione impiantistica	166
	3.9.	1.	Verifica idraulica	169
	3.9.	2.	Verifica al dry-out	170
	3.9.	3.	Discriminante di progetto $\Delta design$	170
	3.9.	4.	Processo di progettazione	174
	3.9.	5.	Esempio di progettazione	

4. Configurazioni alternative per ulteriori sviluppi futuri			
4.1.	Guadagno idraulico		
4.2.	Guadagno pressione capillare	194	
4.3.	Guadagno di configurazione	197	
4.4.	Guadagno totale		
4.5.	Spessore equivalente salino	200	
5. Con	nclusioni	202	
Appendice 1 - Tabella grandezze usuali207			
Appendice 2 – Tratto orizzontale			
Bibliografia			
Ringrazi	Ringraziamenti		

Indice delle figure

Figura 1 Le trasformazioni cicliche che può subire l'acqua [1]15
Figura 2 Classificazione e distribuzione globale dell'acqua [3]16
Figura 3 Media trimestrale dei blue water scarcity su una griglia 30'x30'. Periodo 1996-2005 [5]19
Figura 4 Numero di mesi in cui il blue water scarcity eccede 1 su una griglia 30'x30'. Periodo 1996-
2005 [5]
Figura 5 Irradianza solare media annuale in W/m ² valutata sulla superficie terrestre [9]22
Figura 6 Energia solare media annuale per unità di superficie in kWh/m ² [10]22
Figura 7 Localizzazione geografica di Cape Town [11]23
Figura 8 Andamento delle riserve d'acqua, immagazzinate nei 6 principali bacini idrici della regione
del Capo Occidentale, dal 30 giugno 2013 al 31 marzo 2019. In giallo il periodo peggiore di siccità.
La linea rossa mostra il mese, aprile 2018, in cui si sarebbe giunti al "Day Zero" secondo le previsioni
del Climate Systems Analysis Group [13]24
Figura 9 Immagini drammatiche dal Satellite Sentinal-2A mostrano il bacino Theewaterskloof, nella
regione del Capo Occidentale, nelle condizioni peggiori nel 2018 e in quelle migliori nel 2020 [14].
Figura 10 Residenti in fila presso la fonte pubblica per rifornirsi della propria razione giornaliera
d'acqua, scattata il 2 febbraio 2018 [15]
Figura 11 Città a maggior rischio siccità entro il 2050, secondo gli scenari neggiori [19] 28
Figura 12 Carta delle aree vulnerabili alla desertificazione in Sicilia [23]
Figura 13 Classificazione tecniche di dissalazione [27]
Figura 14 Schema alambicco solare [28].
Figura 15 Schema distillazione passiva a singolo stadio [30]
Figura 16 schema alambicco solare piramidale (PSS) [32]
Figura 17 Schema alambicco solare sferico (SSS) [32]
Figura 18 schema alambicco solare emisferico [33]
Figura 19 schema alambicco solare con doppio bacino (DBGSS) [32]
Figura 20 schema lambicco tubulare (TSS) con eventuale concentratore parabolico dei raggi solari
(CPC) [32]
Figura 21 Alambicchi tubulari con concentratore di raggi solari parabolico posti in serie a un
alambicco solare piramidale (CPC-PSS) [32]
Figura 22 schema alambicco a pendenza singola con bacino emisferico e concentratore dei raggi
solari emisferico (CCSSS) [32]
Figura 23 Confronto delle produttività per unità di superfice di ogni configurazione esposta [32]. 38
Figura 24 schema dissalatore galleggiante a singolo stadio passivo [34]
Figura 25 In a) è illustrato il design della struttura evaporativa, composta da un tessuto in cellulosa
idrofilico (Zorb [®]) nero per l'assorbimento del calore (in condizioni nominali 1 kW/m^2, 250-2500
nm), uno stoppino poroso idrofilico in cellulosa (Zorb [®]) bianco [34]
Figura 26 Particolare relativo all'efficienza del dispositivo nello smaltire il sale (in condizione
operative di 1 sole). Oltre che per diffusione, avviene soprattutto per convezione [34]
Figura 27 Schema generatore di vapore ad alta efficienza [35]41
Figura 28 Produttività ed efficienza del generatore di vapore al variare del contenuto di TiN [35].41
Figura 29 Confronto schematico tra MD convenzionale e NESMD [36]

Figura 30 Distribuzione della temperatura lungo la membrana nel caso di MD e nel caso di NESMD
Figura 31 schema distillatore a singolo stadio attivo [29]
Figure 32 schema dissalazione per umidificazione/essiccamento (HD) [37] 45
Figure 33 schema multi-stage flash distillation (MSE) [38]
Figure 34 scheme multi-effect distillation (MED) Adattata da [20]
Figure 25 scheme distillation per compressione di venere messanice (MAVC) [21]
Figura 35 schema distillazione per compressione di vapore meccanica (NVC) [51]
Figure 36 Schema d'Implanto distinazione per compressione di vapore termica (TVC) [39]
Figura 37 Classificazioni principali della dissalazione via membrana (IVID) [40]
[40]
Figura 39 schema dissalazione per congelamento [41]52
Figura 40 diagramma di fase per una soluzione NaCl-H ₂ O [42]52
Figura 41 Schema dissalazione per congelamento [42]
Figura 42 Schema osmosi inversa (RO) [43]54
Figura 43 schema impianto avanzato a osmosi inversa [43]56
Figura 44 schema osmosi diretta (FO) [44]57
Figura 45 schema avanzato impianto a osmosi diretta con distillazione termica dell'agente osmotico
[44]
Figura 46 schema dissalazione per elettrodialisi (ED) [45]
Figura 47 Salinità di lavoro per diverse tecniche di dissalazione [46]
Figura 48 confronto consumi energetici di natura elettrica e di natura termica da fonti fossili di
diverse tecniche di dissalazione. Adattata da [46]60
Figura 49 Stima emissioni inquinanti per diverse tecniche di dissalazione [46]
Figura 50 Consumi specifici di energia primaria di diverse tecniche di dissalazione in base
all'impianto di fornitura energetica. Con l'asterisco sono indicati i sistemi non validati [47]62
Figura 51 Rendimento di seconda legge in termini di energia primaria di diverse tecniche di
dissalazione. CSP sta per concentrated solar power. I sistemi non validati sono indicati con un
asterisco [47]62
Figura 52 Distribuzione globale di grandi impianti di dissalazione, classificati in base alla tipologia di
acqua di alimentazione, tecnologia e capacità in m ² /giorno [49]64
Figura 53 Evoluzione temporale della capacità globale in m ³ /giorno [50]64
Figura 54 composizione attuale della capacità dissalatrice globale [49]
Figura 55 Numero di pubblicazioni annuali in base alla tecnologia di dissalazione [49]
Figura 56 schematizzazione stadio produttivo dissalatore [52].
Figura 57 Test sperimentali inerenti alla salinità in caso di presenza o meno di un sistema di
risciacquo [52]
Figura 58 Sezione del prototipo di dissalatore passivo [53]
Figura 59 Micrografie SEM di tessuto idrofilico [54]
Figura 60 parametri caratteristici della geometria di uno stadio del dissalatore
Figura 61 disposizione a massimo impacchettamento esagonale di cerchi [55]
Figura 62 Equilibrio all'interfaccia liquido-aria [56]72
Figura 63 Altezza H di equilibrio [56]73

Figura 64 Illustrazione del volume di controllo a cui applicare la conservazione della quantità di moto, ovvero porzione di capillare tra menisco e imbocco.74 Figura 66 schema capillare con in risalto il menisco [59].77 Figura 67 bilancio pressioni in prossimità dell'interfaccia. Adattato da [60]78 Figura 68 mappatura ηtr in funzione del diametro del capillare e della pressione totale fornita dal Figura 69 Alcuni profili del menisco adimensionalizzati rispetto al raggio del capillare, pari a 0.05mm, al variare dell'angolo di contatto, in funzione di x adimensionalizzato anch'esso rispetto al raggio del capillare. Per $\theta = 0^{\circ}$ il profilo è sostanzialmente emisferico......81 Figura 70Alcuni profili del menisco adimensionalizzati rispetto al raggio del capillare, pari a 2mm, al variare dell'angolo di contatto, in funzione di x adimensionalizzato anch'esso rispetto al raggio del Figura 71 In alto il grafico "empty" - "filled" al variare dell'angolo di contatto e del rapporto R/a (a≈2,7mm). A dx deformazione del menisco al variare delle due grandezze citate, in basso a sx la sezione trasversale del menisco deformato. La figura centrale a sx mostra il comportamento di una goccia d'acqua se poggiata su una superficie più o meno idrofilica/idrofobica [61].82 Figura 72 Grafici "empty" - "filled" sul piano angolo di contatto-R/a riferiti a un capillare di sezione ellittica. In alto il semiasse ellittico maggiore della sezione è posto in verticale, nel grafico in basso è invece orientato orizzontalmente [61].83 Figura 73 Altezza raggiunta a regime in un capillare verticale al variare del diametro di quest'ultimo Figura 74 schema simulink relativo alla dinamica di salita di un capillare verticale, ipotizzando angolo di contatto fisso pari a 0°85 Figura 75 schema simulink relativo alla dinamica di salita di un capillare verticale, ipotizzando angolo Figura 76 quota verticale raggiunta in funzione del tempo, a seconda che si consideri o meno l'angolo di contato variabile inizialmente. In arancione la quota raggiunta a regime prevista dalla legge di Figura 77 Zoom nei primissimi secondi di simulazione per mettere in evidenza lo scostamento di entità minima tra i due andamenti nel tempo di quota verticale, considerando o meno l'angolo di Figura 79 Evoluzione della velocità del flusso capillare nei primissimi istanti di tempo......88 Figura 81 quota verticale raggiunta in funzione del tempo, a seconda che si consideri o meno l'angolo di contato variabile inizialmente. In arancione la quota raggiunta a regime prevista dalla legge di Jurin90 Figura 82 evoluzione nel tempo angolo di contatto......90 Figura 83 evoluzione nel tempo velocità del flusso capillare91

Figura 87 tempi di impregnamento al variare della quota z(t) da raggiungere e del diametro D del capillare
Figura 88 a sx la configurazione del flusso a regime, adattata da [56]. Accanto il circuito elettrico equivalente sfruttando l'analogia elettrico-idraulica
Figura 89 Portata specifica al variare del diametro del capillare e della quota di attacco H del tratto orizzontale
Figura 90 Diametro del capillare in grado di sostenere la massima portata al variare della quota di attacco H del tratto orizzontale
Figura 91 Rapporto fra il diametro ottimale e il diametro massimo sostenibile a una determinata quota
Figura 92 Massima portata specifica sostenibile al variare della quota H (in condizioni di diametro ottimale)
Figura 93 intersezione tra $y1 e y2$, <i>approx</i> , per tre diversi valori di R
Figura 94 intersezione tra $y1 e y2 e$ tra $y1 e y2$, <i>approx</i> , per due diversi valori di R100
Figura 95 Reynolds a regime al variare di diametro e quota di attacco H101
Figura 96 schema capillare orizzontale [56]102
Figura 97 schematizzazione generico volume di controllo Ω e flussi alla frontiera103
Figura 98 volume infinitesimo evaporatore105
Figura 99 diagramma di flusso relativo al metodo di risoluzione iterativo impiegato, adattata da [59].
Figura 100 and amento dello scostamento $\Delta Terr\%$ al crescere del numero di iterazioni
Figura 101 Andamento temperatura al variare della distanza dall'imbocco adimensionalizzata
rispetto alla lunghezza dell'evaporatore111
Figura 102 Andamento derivata della temperatura al variare della distanza dall'imbocco
adimensionalizzata rispetto alla lunghezza dell'evaporatore111
Figura 103 Andamento portata specifica nell'evaporatore al variare della distanza dall'imbocco adimensionalizzata rispetto alla lunghezza dell'evaporatore
Figura 104 Andamento portata specifica adimensionale nell'evaporatore al variare della distanza
dall'imbocco adimensionale confrontata rispetto all'andamento di portata specifica puramente lineare (T=cost)
Figura 105 mappatura terne <i>qsunKvap</i> , <i>tcond</i> , <i>tevap</i> 113
Figura 106 In arancione l'approssimazione dell'andamento della portata, in blu il relativo andamento effettivo
Figura 107 mappatura valori di (<i>Levap</i> , <i>Kvap</i> , <i>ηevap</i>)116
Figura 108 mappatura valori di (<i>Levap</i> , <i>Kvap</i> , <i>nevap</i>) proiettata sul piano (<i>Kvap</i> , <i>nevap</i>)116
Figura 109 mappatura valori di (<i>Levap</i> , <i>qsun</i> , <i>qevap</i>) proiettata sul piano (<i>qsun</i> , <i>qevap</i>)117
Figura 110 mappatura valori di (<i>Levap</i> , <i>Tsea</i> , <i>nevap</i>) proiettata sul piano (<i>Tsea</i> , <i>nevap</i>)118
Figura 111 mappatura valori di <i>Levap</i> , <i>Tcond</i> , <i>nevap</i> proiettata sul piano (<i>Tcond</i> , <i>nevap</i>)118
Figura 112 mappatura valori di <i>Levap</i> , <i>s</i> , <i>ηevap</i> 119
Figura 113 a sx la configurazione del flusso a regime, adatta da [56]. A dx il circuito elettrico
equivalente sfruttando l'analogia elettrico-idraulica
Figura 114 principali parametri geometrici del mezzo poroso a gomito, attraverso i quali si stabilirà
una relazione tra mezzo poroso e capillare, studiando poi nel dettaglio la dinamica in quest'ultimo.

Figura 115 sistema locale di riferimento fisso ξ rispetto a cui misurare l'avanzamento d	el fronte
d'acqua xfronte nell'evaporatore	122
Figura 116 schema simulink relativa alla dinamica del flusso in un capillare orizzontale irra	diato dal
sole	124
Figura 117 andamento nel tempo della posizione del fronte orizzontale, a seconda del dian	netro del
capillare	125
Figura 118 altezze H dei capillari a gomito al variare del diametro D del capillare, fissato η	s = 53% 125
Figura 119 andamento nel tempo della posizione del fronte orizzontale, a seconda dell'ir	radianza
solare per unità di spessore del mezzo poroso	126
Figura 120 andamento nel tempo della posizione del fronte orizzontale, a seconda del ren	dimento
di salita, ovvero della pressione d capillare disponibile per il tratto orizzontale rispetto a que	lla totale 127
Figura 121 Equazione data come input a Wolfram e relativa soluzione esplicita	130
Figura 122 Mappatura del transitorio semplificato in funzione dei parametri caratteristi	ci, con il
tempo lungo l'asse x, la variabile xcorretto lungo l'asse y e la variabile qsuns lungo l'asse	z131
Figura 123 simulazione simulink relativa alla simulazione del moto completa, senza tr	ascurare
termini, per verificare l'accuratezza del transitorio semplificato	131
Figura 124 Mappatura del transitorio semplificato in funzione dei parametri caratteristici. Le	e variabili
sono le stesse della mappatura precedente, tuttavia adesso si ha il tempo lungo l'asse	y, qsuns
lungo l'asse y e la variabile <i>xcorretto</i> lungo l'asse z	132
Figura 125 Mappatura portata corretta in funzione dei parametri caratteristici del tr	ansitorio
semplificato	133
Figura 126 Mappatura dei parametri caratteristici del regime orizzontale	135
Figura 127 grafico 2D parametri caratteristici del regime semplificato	136
Figura 128 schematizzazione generico volume di controllo Ω e flussi alla frontiera	137
Figura 129 schema discretizzazione 1D	139
Figura 130 Evoluzioni temporali della concentrazione salina al variare di L	142
Figura 131 Evoluzioni temporali della concentrazione salina al variare di qsuns	144
Figura 132 Confronto evoluzione temporale concentrazione salina tra modello sempl	ificato e
modello numerico	149
Figura 133 Confronto evoluzione temporale concentrazione salina tra modello sempl	ificato e
modello numerico	150
Figura 134 tempo di saturazione salina al variare di s/q _{sun}	151
Figura 135 tempo di saturazione salina al variare di D/L ² e di $s/qsun$	151
Figura 136 tempo di saturazione salina al variare di D/L ² e di $s/qsun$, piano $tsat - s/qsun$	ı152
Figura 137 schema componente passivo per lo smaltimento del sale	155
Figura 138 disegno tecnico relativo a componente passivo per lo smaltimento del sale	156
Figura 139 circuito equivalente dissalatore con componente passivo per smaltire il sale	157
Figura 140 circuito equivalente componente passivo per lo smaltimento del sale	158
Figura 141 circuito equivalente cortocircuitando le terre	160
Figura 142 calcolo tensione equivalente di Thevenin	161
Figura 143 Calcolo resistenza equivalente di Thevenin	162
Figura 144 circuito equivalente semplificato con il teorema di Thevenin	163

Figura 145 a sx vista in sezione [53], a dx rappresentazione schematica dello strato evaporatore	ē
adattata da [56]166	5
Figura 146 circuito equivalente strato evaporatore166	5
Figura 147 circuito equivalente strato evaporatore cortocircuitando le terre167	7
Figura 148 Calcolo portata specifica di Norton168	3
Figura 149 Resistenza equivalente di Norton168	3
Figura 150 Circuito equivalente dello strato evaporatore semplificato con il teorema di Norton . 169	9
Figura 151 Andamento $\Delta design$ in funzione del fattore termico e del fattore idraulico172	2
Figura 152 Andamento Dsoglia al variare del rapporto sqsun173	3
Figura 153 Lunghezza necessaria del dissalatore per produrre l'acqua dolce richiesta al variare de	ł
fattore X175	5
Figura 154 Tempi di saturazione salina del dispositivo al variare del rapportosqsun176	5
Figura 155 Andamento fattore Z in funzione del diametro D dei pori	7
Figura 156 Andamento del fattore Y al variare del rapportosqsun, max	3
Figura 157 Andamento fattore Ktime al variare del diametro D180)
Figura 158 Andamento Dsoglia al variare del rapporto sqsun181	L
Figura 159 Diametro del capillare in grado di sostenere la massima portata al variare di H182	2
Figura 160 Andamento portata specifica volumetrica sostenibile al variare del diametro D183	3
Figura 161 Calcolo L dissalatore a partire dal fattore X184	1
Figura 162 Calcolo del rapporto sqsun a partire dal toperatività185	5
Figura 163 Calcolo del fattore Z a partire dai diametri dei pori degli strati evaporatori186	5
Figura 164 Calcolo del rapporto sqsun, max a partire dal valore del fattore Y187	7
Figura 165 Calcolo coefficiente di impregnamento a partire dal diametro dei pori D di ogn	i
evaporatore188	3
Figura 166 Verifica del segno di $\Delta design$ ricorrendo al valore di $Dsoglia$ funzione di $sqsun$ 189	J
Figura 167 schema stadio dissalatore con tratto verticale monostrato e tratto orizzontale multistrato	כ
con diametro dei pori variabile190)
Figura 168 esploso stratigrafia dispositivo multistrato191	L
Figura 169 sezione stadio con tratto verticale monostrato e tratto orizzontale bi-strato193	3
Figura 170 strato dissalatore rivestito da un ulteriore strato di spessore e dimensione dei por	i
minima194	1
Figura 171 esploso stratigrafia con guadagno pressione capillare195	5
Figura 172 Configurazione a doppio imbocco197	7
Figura 173 confronto tra le distribuzione nello spazio di velocità del flusso d'acqua, in arancione se	5
si hanno due imbocchi simmetrici, in nero se si ha un solo imbocco197	7
Figura 174 Configurazione che combina i 3 guadagni per aumentare la lunghezza L massima	Э
sostenibile in termini di dry-out199)
Figura 175 esploso stratigrafia che combina i 3 guadagni200)
Figura 176 schema capillare orizzontale [54]208	3
Figura 177 cella discretizzazione 1D flusso in un capillare orizzontale irradiato dal sole)
Figura 178 metà cella discretizzazione 1D flusso in un capillare orizzontale irradiato dal sole210)
Figura 179 diagramma di flusso relativo al metodo di risoluzione iterativo impiegato, adattata da	£
[65]213	3
Figura 180 Andamento dell'errore% bisezione all'aumentare delle iterazioni	5

Figura 181 Andamento temperatura T al variare di x	215
Figura 182 Andamento flusso termico diffusivo al variare di x	216
Figura 183 andamento portata evaporata per unità di lunghezza al variare di x	216
Figura 184 andamento portata al variare di x	217
Figura 185 scarto quadratico medio tra la distribuzione numerica di temperatura e la dis	stribuzione
costante di temperatura al variare del diametro e dell'irradianza solare	217

1. Introduzione

1.1. Disponibilità acqua dolce

È importante fare il punto della situazione sulla quantità d'acqua presente sulla terra e in che forme si trova, per valutare in che modo possa essere fruibile. L'acqua potabile, in particolare, è fondamentale per la salute, soprattutto per la vita stessa di una comunità. In essa possono essere disciolte sia sostanze benefiche che sostanze dannose per la salute: questo evidenzia la crucialità di opportuni sistemi di trattamento ove necessario. Numerose dinamiche idriche sono alla base del ciclo dell'acqua, come, ad esempio, i processi atmosferici.



Figura 1 Le trasformazioni cicliche che può subire l'acqua [1].

L'acqua dolce, evaporata da fonti superficiali come ad esempio oceani o laghi, precipitando può andare ad accumularsi nei ghiacciai o nelle calotte polari. Allo stesso modo si può ammassare in altre fonti superficiali o può infiltrarsi in profondità nel terreno. L'infiltrazione idrica dipende in particolare da vari fattori, come la permeabilità del terreno o la presenza di una folta vegetazione. Le infiltrazioni d'acqua nel terreno viaggiano attraverso stratificazioni geologiche permeabili, andando ad accumularsi nelle falde acquifere. Da qui l'acqua può migrare verso altri luoghi, vicino la superficie, dando origine a fenomeni di evapotraspirazione o mescolarsi con acque salate, nel caso in cui la falda sia vicino al mare [2].

Si può anche avere presenza d'acqua molto in profondità, ad esempio nelle profondità della crosta terrestre, dove si accumula negli interstizi di rocce porose come pietre laviche o argille. Tali depositi stratificati possono dar vita a bacini di accumulo dello spessore di decine di chilometri, raggiungendo temperatura e pressione elevate per via della compattazione geologica. Da ciò ne deriva un

arricchimento in minerali, specie chimiche, e quindi la formazione di salamoie, con una salinità anche molto maggiore dell'acqua marina. Per questa ragione nel computo delle acque dolci sotterranee vengono solitamente conteggiate solo quelle di falde superficiali [2].

Prendendo in considerazione l'idrosfera terrestre, questa è costituita soltanto per il 3% da acqua dolce. Tuttavia, dato che la maggior parte di quest'ultima si trova nei ghiacciai e nelle calotte polari, solo il 30% dell'acqua dolce disponibile in natura si presenta sottoforma di acque superficiali o sotterranee.



Figura 2 Classificazione e distribuzione globale dell'acqua [3].

	Volume [1000 km³]	% of total water	% of the total amount of fresh water
Total water	1 385 984	100	-
Salt water		97,5	-
Sea and oceans	1 338 000	96,5	-
Salt groundwater	12 870	0,93	-
Salt lakes	85,4	0,006	-
Fresh water	35 029	2,5	100
Solid state	24 364		
Icebergs and a per- manent snow cover	24 064	1,74	68,7
Permafrost	300	0,022	0,86
Liquid state	10 652		
Underground water	10 530	0,76	30,1
Freshwater lakes	91	0,007	0,26
Water in the soil	16,5	0,001	0,05
Swamps	11,47	0,0008	0,03
Rivers	2,12	0,0002	0,006
Other water	14,02		
Water in the atmos- phere	12,9	0,001	0,04
Biological water	1,12	0,0001	0,003

Tabella 1 Classificazione e distribuzione globale dell'acqua in dettaglio [4].

I campi in rosso della tabella riportata sono fonti d'acqua non immediatamente sfruttabili per le necessità umane, i campi in arancione indicano fonti d'acqua utilizzabili sotto determinate condizioni, i campi in verde sono le fonti d'acqua attualmente utilizzabili.

1.2. Il problema della scarsità d'acqua

Dall'analisi condotta da Mesfin M. Mekonnen e Arjen Y. Hoekstra sulla scarsità d'acqua [5], emerge come circa 2/3 della popolazione mondiale, ovvero 4 miliardi di persone, viva in condizioni di scarsità d'acqua almeno un mese all'anno. Ad essere ancora più preoccupante è il numero di persone in condizioni di severa scarsità d'acqua praticamente tutto l'anno: circa mezzo miliardo di persone nel mondo.

Per avere una lettura più chiara di tali dati è però necessario identificare gli indicatori con cui si è determinata la criticità o meno di una regione per quanto concerne l'approvvigionamento d'acqua. Si è fatto riferimento principalmente al **blue water scarcity**, ottenuto dal rapporto fra water foodprint e la quantità d'acqua reintegrabile nella regione considerata.

Citando Arpa Emilia-Romagna, "l'impronta idrica o Water Footprint (WF) è un indicatore multidimensionale del consumo di acqua dolce, espresso in termini di volumi. Include sia l'uso diretto che indiretto di acqua da parte di un consumatore o di un produttore. La definizione è stata ideata nel 2002 dal Prof. A.Y.Hoekstra dell'Università di Twente (Olanda) e nasce dalla rielaborazione del concetto di "contenuto di acqua virtuale" (virtual water content) teorizzato nel 1993 dal Prof. J.A. Allan. Il termine "virtuale" si riferisce al fatto che la maggior parte dell'acqua utilizzata per realizzare un prodotto non è contenuta fisicamente nello stesso, ma è consumata durante le fasi della sua produzione" [6].

Il valore del blue water scarcity decreta la criticità di una regione in termini di scarsità d'acqua, in particolare se è maggiore di 1 vuol dire che si stanno depauperando le riserve idriche della regione, con conseguenze evidenti come l'abbassamento fino al possibile prosciugamento di fiumi e laghi. La scarsità d'acqua assume entità moderata se il valore dell'indicatore è compreso tra 1 e 1.5, entità significativa se tra 1.5 e 2, severa se maggiore di 2.

1.2.1. Diffusione geografica e andamento annuale della scarsità d'acqua

L'analisi di Mesfin M. Mekonnen e Arjen Y. Hoekstra [5] è stata condotta suddividendo il globo terrestre in celle 30'x30', così da avere un quadro della situazione sufficientemente accurato. Grazie ai dati raccolti negli anni è stato possibile redigere delle mappe che mostrano la diffusione geografica della scarsità d'acqua (funzione dell'indicatore blue water scarcity) e l'andamento nel tempo di quest'ultima, evidenziando come alcune zone – anche costiere - siano in condizioni di siccità severa praticamente tutto l'anno.

Fra queste rientrano gli Stati Uniti Occidentali, il Messico, Argentina, Cile Settentrionale, Spagna, Sudafrica, Africa Settentrionale, Corno d'Africa, penisola Arabica, Iran, Pakistan, Australia, Cina Settentrionale e, per oltre metà anno, India e Indocina.



Figura 3 Media trimestrale dei blue water scarcity su una griglia 30'x30'. Periodo 1996-2005 [5].

1.2.2. Le cause

Le cause della scarsità d'acqua sono diverse e variano da zona a zona. Fra queste rientrano l'alta densità abitativa o la presenza di colture ad elevato irrigamento (ad esempio nelle High Plains in USA). Si può anche avere localmente una bassa disponibilità in natura (es. Sahara, Gobi e Australia Centrale). Per quanto riguarda il deserto arabo la situazione è aggravata dalla compresenza di alta densità abitativa e irrigazione intensiva.

Nelle vicinanze di numerosi bacini fluviali, inoltre, come ad esempio il Gange in India o il Limpopo in Sud Africa, il consumo di acqua dolce e la disponibilità di questa sono contro ciclici, ovvero il primo è massimo quando la seconda è minima [5].

In alcuni casi la scarsità d'acqua è imputabile a cause economiche: nonostante la presenza della materia prima mancano le infrastrutture per poterla estrarre. Per porre rimedio a quest'ultima tipologia è fondamentale, quindi, la diffusione di nuovi mezzi di estrazione economicamente sostenibili.

In altre zone invece l'accesso e la disponibilità di fonti idriche è limitata sia per motivi di inquinamento che di speculazione economica. Una regione afflitta da entrambe le problematiche è quella del lago d'Aral, in cui la deviazione tramite lunghi canali, luogo di ingenti perdite idriche durante il percorso, dei principali affluenti al lago fino all'Uzbekistan ha permesso il fiorire dell'economia del cotone nella regione. Questo però a discapito della salute della popolazione: è avvenuta prima una salinizzazione e poi il prosciugamento di uno dei laghi che almeno fino ai primi anni '60 era fra i più grandi al mondo. È avvenuto inoltre un inquinamento della maggior parte delle fonti d'acqua a causa dei pesticidi e degli agenti chimici impiegati nelle nuove coltivazioni intensive [7].



Figura 4 Numero di mesi in cui il blue water scarcity eccede 1 su una griglia 30'x30'. Periodo 1996-2005 [5]

Come anticipato, le conseguenze più evidenti e immediate di un blue water scarcity maggiore di 1 è il depauperamento delle riserve idriche, ovvero un graduale prosciugamento di falde acquifere, fiumi e laghi. Esempi più famosi di tali fenomeni sono ad esempio il fiume Colorado negli Stati Uniti Occidentali e il fiume Giallo nel nord della Cina, quasi prosciugati prima di giungere a foce. Tuttavia, le conseguenze ambientali sopracitate sono solo la punta dell'iceberg, infatti a esse sono collegate un grave indebolimento, inclusa l'estinzione di specie animali e vegetali. Inoltre si verifica una maggiore vulnerabilità della popolazione a siccità stagionali e disagi a esse correlate, ingenti perdite economiche legate a perdite di raccolti agricoli, salinizzazione di terreni e falde acquifere, sino a conseguenze sulla logistica in presenza di fiumi non più percorribili per via dei fondali eccessivamente poco profondi [5].

La mappa relativa alla scarsità d'acqua nel mondo va inoltre pesata in base alla popolazione: una cella in gravi condizioni di siccità densamente popolata sarà fonte di maggiori disagi rispetto una cella nelle stesse condizioni ma con un numero di abitanti molto minore. Questo perché sebbene in entrambe si abbiano le conseguenze ambientali ed economiche citate, in uno dei due casi il numero di persone la cui salute è a rischio è molto maggiore.

Circa 180 milioni di persone in condizioni gravi di scarsità d'acqua per l'intero anno vivono in India, 73 milioni in Pakistan, 27 milioni in Egitto, 20 milioni in Messico, 20 milioni in Arabia Saudita e 18 milioni in Yemen. Nelle ultime due nazioni citate, la problematica riguarda l'intera popolazione, il ché pone tali stati in una posizione estremamente vulnerabile. Anche parte degli abitanti di Libia e Somalia (dall'80 al 90% della popolazione), Pakistan, Marocco, Niger e Giordania (dal 50 al 55% della popolazione) versano in gravi condizioni di siccità tutto l'anno [5].

1.2.3. Evoluzione del fenomeno della scarsità d'acqua

Nell'analisi condotta da Junguo Liu et al. [8], il problema della scarsità d'acqua è diventato uno dei maggiori vincoli per lo sviluppo socioeconomico, ma anche una minaccia per la vivibilità in numerose zone del pianeta. Questa problematica è cominciata ad essere sempre più al centro di attenzioni politiche e dibattiti pubblici, in particolare a partire dalla fine degli anni '80.

I fattori che invece influenzano fortemente la pressione sulle risorse idriche, e da cui si può prevedere come l'importanza di tale tematica non può che andare ad aumentare, sono:

- La crescita della popolazione mondiale;
- Sviluppo economico-sociale sempre più diffuso;
- Variazioni nel regime alimentare, sempre più rivolto verso prodotti di origine animale;
- L'impiego dell'acqua stessa e la metodologia più o meno efficiente in cui avviene;

L'installazione di dissalatori va ad incidere in maniera diretta sulla disponibilità d'acqua potabile in loco, questo può permettere, quantomeno in parte, di far fronte ai sempre più rilevanti fattori di stress citati.

1.3. Distribuzione radiazione solare



Figura 5 Irradianza solare media annuale in W/m² valutata sulla superficie terrestre [9].



Figura 6 Energia solare media annuale per unità di superficie in kWh/m² [10].

Sono riportate le mappe relative alla distribuzione della radiazione solare in $[W/m^2]$ e dell'energia solare in $[kWh/m^2]$. Salta all'occhio come siano praticamente sovrapponibili con la mappa relativa alla scarsità d'acqua. Ciò implica che nella maggior parte delle località costiere in crisi idrica è possibile sfruttare l'energia solare per dissalare acqua di mare con ottimi tassi produttivi.

1.4. L'emergenza idrica in una metropoli costiera: Cape Town

Per comprendere meglio il significato di un indice blue water scarcity maggiore di uno, le pesanti conseguenze che implica un deficit della reintegrazione d'acqua rispetto al relativo consumo è utile prendere in esame un caso studio che testimoni l'importanza della questione. È il caso della capitale sudafricana, ovvero Cape Town, situata sulla costa. Non è stata una scelta casuale, in quanto in questo caso è proprio nella vicinanza al mare che si è identificata una possibile, o almeno parziale, soluzione alla crisi.

La regione del Capo occidentale ha un clima mediterraneo, con estati calde e asciutte e inverni piovosi. È nei mesi freddi da Maggio ad Agosto che i livelli delle dighe d'acqua salgono, alimentati dalle piogge, scendendo invece da Novembre ad Aprile, periodo in cui si ha anche un incremento dei consumi d'acqua sia nelle zone urbane che in quelle agricole.



Figura 7 Localizzazione geografica di Cape Town [11].

Sebbene l'emergenza idrica sia attualmente rientrata, è interessante analizzare come questa abbia avuto inizio, con quali dinamiche si sia sviluppata e quale strategia sia stata attuata al fine di scongiurare nuove future crisi.

Con "crisi idrica di Cape Town" ci si riferisce a un periodo di severa scarsità d'acqua che ha colpito la regione occidentale del Capo, e in maniera particolare la capitale Cape Town. Sebbene la diminuzione delle riserve idriche ebbe inizio nel 2015, la regione entrò nel pieno della crisi idrica tra il 2017 e il 2018 [12].



Figura 8 Andamento delle riserve d'acqua, immagazzinate nei 6 principali bacini idrici della regione del Capo Occidentale, dal 30 giugno 2013 al 31 marzo 2019. In giallo il periodo peggiore di siccità. La linea rossa mostra il mese, aprile 2018, in cui si sarebbe giunti al "Day Zero" secondo le previsioni del Climate Systems Analysis Group [13].

Fu in questo periodo che venne coniato il termine "Day Zero", riferendosi al giorno imminente in cui le riserve d'acqua della regione si sarebbero di fatto azzerate, con un impatto catastrofico sulla popolazione (sarebbe stata la prima grande città al mondo ad esaurire le proprie riserve d'acqua).



Figura 9 Immagini drammatiche dal Satellite Sentinal-2A mostrano il bacino Theewaterskloof, nella regione del Capo Occidentale, nelle condizioni peggiori nel 2018 e in quelle migliori nel 2020 [14].

Fortunatamente ciò non avvenne, il livello minimo di riserve idrico si attestò intorno al 13% per poi ricominciare a salire grazie ad una serie di politiche mirate, ma soprattutto grazie alla ripresa nel giugno 2018 di forti piogge, principale, se non esclusiva, fonte d'acqua della regione. Per via del fatto che quest'ultime non potevano essere controllate e dell'allora non diversificazione di sorgenti per quanto riguarda l'approvvigionamento idrico, la dissalazione venne presa in considerazione come sorgente fondamentale per garantire la stabilità del territorio.

Durante il periodo critico vennero attuate pesanti restrizioni, sino a dimezzare l'uso giornaliero d'acqua della regione, ovvero a 500 milioni di litri nel marzo 2018. Un aumento delle precipitazioni fece allentare le misure adottate, ma solo nel 2020 in seguito ad abbondanti precipitazioni e con un riempimento delle riserve del 95% la crisi è stata dichiarata conclusa. Questo non è stato il primo periodo di restrizioni nella regione, vennero infatti applicate anche dal 2000 al 2004, fatta eccezione del 2002, per via di inverni poco piovosi. Ciò aveva portato come misure preventive ad un ampliamento della capacità delle dighe e a un efficientamento della rete di distribuzione, con un tasso di perdite d'acqua stimato del 14% contro quello medio nazionale del 35% [12].

La crisi idrica ebbe un forte impatto sulla stabilità della regione, sia in termini economici che sulla salute e sicurezza della popolazione. Con le restrizioni di livello sette adottate durante il periodo più critico, prossimo al "Day Zero", la maggior parte delle fonti idriche comunicali vennero chiuse. I cittadini potevano fare affidamento solo su 149 punti di distribuzione dell'acqua sparsi per la capitale per poter approvvigionarsi della razione giornaliera di 25 litri a persona, meno di una doccia di 4 minuti. Con ricadute anche economiche dato che gli impiegati dovevano momentaneamente assentarsi da lavoro, rimanendo in attesa del proprio turno al distributore d'acqua. La fornitura d'acqua fu garantita solo nel distretto economico centrale e per i servizi essenziali come gli ospedali [12].



Figura 10 Residenti in fila presso la fonte pubblica per rifornirsi della propria razione giornaliera d'acqua, scattata il 2 febbraio 2018 [15].

Si ebbe inoltre un calo in termini di sicurezza alimentare, essendo minime le condizioni igieniche, e un aumento di circa 50 000 persone in condizioni di grave povertà. Nella regione occidentale del Capo, infatti, circa 37 000 persone persero il lavoro.

L'agricoltura, settore trainante del Capo occidentale, rappresenta oltre il 10% dell'economia della zona, e attrae 1,5 milioni di turisti per l'industria vinicola. Quest'ultima, insieme all'industria degli alberi da frutto, da impiego a circa 340 000 persone. Le coltivazioni sono inoltre perlopiù a bisogno intensivo d'acqua. Con la crisi idrica venne imposto dal 2017 al 2018 un taglio del 60% dei consumi d'acqua, con una conseguente perdita economica stimata di 500 milioni di dollari, 30 000 posti di lavoro e un calo di circa il 18% nelle esportazioni [12].

In ambito turistico, Cape Town è fra le mete più famose e scelte dai viaggiatori di lungo raggio. Il comparto turistico inevitabilmente subì una battuta d'arresto, con una pesante diminuzione di visitatori in arrivo dal 2017 al 2018 e una riduzione del tasso di occupazione delle strutture ricettive del 10%. Neanche i visitatori, infatti, erano esenti dalle restrizioni, come ad esempio la chiusura delle docce.

1.4.1. Effetti sul breve e lungo termine

Con il rientrare dell'emergenza si è proceduto perseguendo una politica di ampliamento delle risorse idriche e riduzione del fabbisogno idrico della regione del Capo occidentale. Gli sforzi sia di privati che imprese sono stati orientati nel raggiungere una certa indipendenza dal sistema di distribuzione idrico municipale, costruendo e ampliando riserve proprie. Ricerca ed investimenti sono adesso orientati principalmente nello sviluppo di sistemi alternativi di approvvigionamento idrico, così da prevenire casi in cui altre città non rischino di ridursi nelle medesime condizioni di scarsità d'acqua. In previsione di un continuo aumento della popolazione e di cambiamenti climatici, si è reso ulteriormente necessario stilare un piano di gestione delle risorse idriche sul lungo termine. Sul breve termine le principali azioni intraprese per aumentare il rifornimento d'acqua erano state [12]:

- Acquisto giornaliero di 2 milioni di litri d'acqua dalla riserva di Molteno in Oranjezicht e 5 milioni di litri dall'acquedotto di Atlantis;
- Commissionamento di 3 piccoli impianti di dissalazione temporanei, due da 7 milioni di litri giornalieri e uno da 2 milioni di litri giornalieri, per un periodo di 2 anni, situati in Strandfontein, Monwabisi e nel V&A Waterfront;
- Progetto Zandvliet per il riciclo dell'acqua.

Sul lungo termine si sta valutando sempre più di fare affidamento alla dissalazione per ampliare il portafoglio di risorse idriche della regione. Ironicamente un mare intero d'acqua bagna le coste della regione, ma il processo di desalinizzazione e potabilizzazione di questa richiede tecnologie che fino ad oggi sono state ostacolate dai costi e dal consumo energetico intensivo. Alcuni modelli mostrano come per alcune zone del mondo si avrà un deciso viraggio verso climi molto caldi e asciutti. È il caso del Sudamerica, in cui i giorni con temperature superiori ai 35°C potrebbero triplicare entro il 2050. "Cape Town è una avvertimento per noi", afferma Michael Kiparsky, direttore del Wheller Water Institute presso l'UC Berkeley. "Ciò che possiamo osservare è come sia altamente probabile che le

crisi idriche – che emergono continuamente in tutto il mondo – giungano al punto da trasformarsi in un enorme concreto disastro umano" [16].

La parola chiave per poter gestire le risorse idriche è "diversificazione". Esattamente come in borsa, investendo tutto su un unico titolo, se questo crolla, la stessa fine spetta al proprio denaro. Solo diversificando il proprio portafoglio si può far fronte all'incertezza: lo stesso vale per l'acqua.

Le dighe, nonostante i pesanti impatti ambientali associati, permettono di avere una riserva idrica. Il trattamento delle acque reflue può rivelarsi d'aiuto contro la scarsità d'acqua. L'educazione della popolazione a un consumo d'acqua responsabile risulta fondamentale. Il portafoglio di Cape Town non è sicuramente fra i migliori. Il ricercatore ambientale Kevin Winter della University of Cape Town afferma "La diversificazione delle nostre fonti d'acqua, se attuata prima, avrebbe aiutato molto. È difficile attuarla perché a volte sono necessari questi eventi scatenanti per poter essere in grado di cambiare il budget da destinarvi e cominciare a pensare in maniera diversa riguardo a una strategia sul lungo termine". È così che Cape Town si sta adesso rivolgendo alla dissalazione per porre rimedio al proprio deficit in termini di diversificazione del proprio portafoglio idrico [16].

Alcuni scienziati sono però diffidenti. Lo scorso anno, infatti, un gruppo di ricercatori ha pubblicato un paper descrivendo come l'acqua dissalata potrebbe venir inquinata dalle acque provenienti dalle tubazioni di scarico al largo di Cape Town. Nei campioni esaminati di acqua marina sono state trovate tracce di 15 prodotti chimici farmaceutici e per l'igiene domestico, così come microbi pericolosi quali E. coli. Ciò mette in luce la necessità di adeguati test e trattamenti di purificazione per evitare che tali sostanze finiscano per inquinare l'acqua da bere [17].

Non è tutto, infatti un altro problema dei dissalatori sono gli scarichi di salamoia nocivi per l'ecosistema marino, oltre al fatto che un eventuale aspirazione di creature marine nei canali di alimentazione può comportarne la morte. Tuttavia, sebbene i costi sociali e di adeguamento ecologico che ne derivano, a Cape Town questi potrebbero svanire in confronti ai benefici di poter contare sul mare come aiuto. Israele, paese leader nella dissalazione, è la testimonianza di come sia possibile dissalare su larga scala, fino ad addirittura dissalare più acqua del necessario. "Tutto dipende da quanto hai disperatamente bisogno d'acqua", afferma l'ingegnere Amy Childress della University of Southern California. "Ed è esattamente il caso del Sudafrica, e lo sarebbe anche della California se lo scorso anno non fosse stato piovoso. È davvero chiaro e semplice, dipende da quanto hai disperatamente bisogno d'acqua e da quanto si è sfortunati con la siccità" [16].

Adesso Cape Town sta pianificando la costruzione entro il 2026 di un dissalatore permanente dal costo di 85 milioni di dollari, in grado di produrre 50 milioni di litri d'acqua al giorno.

La strategia idrica della città è già in azione: circa 15 milioni di litri vengono estratti dalla falda acquifera della montagna della Tavola, oltre ad altri progetti come il riciclo dell'acqua o la dissalazione. Xanthea Limberg, membro dell'esecutivo per i servizi idrici e i rifiuti, ha affermato: "I dissalatori temporanei di Stranfontein e Monwabisi sono stati costruiti come sorgenti d'acqua d'emergenza durante il periodo peggiore della crisi idrica e sono stati entrambi decommissionati dal contraente secondo i termini contrattuali. Da questa esperienza la città ha anche guadagnato notevoli conoscenze ed esperienza che verranno inglobate nella pianificazione e nell' operatività di un impianto più grande permanente, programmato per entrare in funzione a fine 2026" [18].

1.4.2. Resto del mondo

Nonostante Cape Town sia stata davvero sfortunata, adesso sta facendo passi avanti nel diversificare le proprie fonti idriche, e sarebbe saggio che altrove venga fatta la stessa cosa. "In un mondo che va diventando più caldo, il Day Zero idrico di Cape Town non sarà un'anomalia", affermano ricercatori di Stanford e del National Oceanic and Atmospheric Administration (NOAA), mettendo in evidenza come tali accadimenti potrebbero diventare fino a sei volte più frequenti. Lo studio, il cui autore principale è Salvatore Pascale, ricercatore alla Stanford's School of Earth, Energy & Environmental Sciences, è stato pubblicato il 9 novembre sulla rivista Proceedings of the National Academy of Sciences e si è avvalso di simulazioni ad alta risoluzione: simulazioni SPEAR (acronimo che tradotto sta per Sistema validato per le previsioni e la ricerca inerenti il sistema terra), per studiare il cambiamento della circolazione atmosferica all'aumentare dei livelli di CO2. Nella peggiore delle ipotesi, eventi come il "Day Zero" potrebbero diventare a fine secolo fino a cento volte più frequenti rispetto a quanto è accaduto a inizio secolo".

Viene riportata un'analisi del WWF in cui vengono esaminate, in relazione alla popolazione, le città a maggior rischio "Day Zero" nei prossimi anni.



Figura 11 Città a maggior rischio siccità entro il 2050, secondo gli scenari peggiori [19].

Di seguito una lista di *Reader's Digest*: alcune città degne di nota presenti nella mappa e riportate in un articolo sulle città a rischio di rimanere a corto d'acqua [20]:

Jakarta (Indonesia), per circa il 40% è al di sotto del livello del mare, sprofondando più velocemente rispetto ad altre grandi città. La città patisce frequenti allagamenti e la pioggia non fa altro che peggiorare la situazione, dato che il cemento ne impedisce il fluire fino in profondità. L'acqua dalla rete di distribuzione è talmente costosa che oltre metà della popolazione è costretta a scavare illegalmente pozzi propri, provocando un indebolimento del suolo e delle rocce, da cui deriva lo sprofondamento della metropoli. L'unica soluzione alle trivellazioni – nonché ai correlati allagamenti – è trovare un modo per distribuire all'intera comunità acqua pulita a tariffe ragionevoli;

- Chennai (India), nel 2014 fu colpita da pesanti siccità che prosciugarono almeno sei laghi nelle zone limitrofe. La popolazione, ai tempi 6 milioni di abitanti, riceveva solo metà della quantità d'acqua normalmente ricevuta, con alcune zone non servite dalla rete di distribuzione idrica anche per 2-3 giorni. La città continua a patire siccità e oggi conta più di undici milioni di abitanti;
- Los Angeles (USA), è in condizioni di stress idrico più di ogni altra città americana, secondo un report del 2014. Sebbene la presenza di falde acquifere e di acquedotti, la città è stata criticata per via della scarsa pianificazione sul fronte siccità. Al momento, circa l'80% dell'acqua piovana viene scaricata in mare tramite un sistema di drenaggio costruito per prevenire allagamenti;
- Melbourne (Australia), patì la Millenium Drought, ovvero la più devastante siccità nella storia dell'Australia, dal 1997 al 2009. Per via di un aumento della popolazione e cambiamenti climatici, è previsto che la città intorno al 2028 consumerà più acqua di quanto le sue riserve riescano a procurargliene. Vi è la proposta di costruire un nuovo impianto di dissalazione, ma questo incrementerebbe il rifornimento d'acqua di solo lo 0.1% circa;
- Cairo (Egitto), in una nazione il cui fabbisogno idrico è coperto per il 90% dal Nilo, è a rischio siccità per via di una nuova diga che l'Etiopia sta costruendo a monte del fiume. Per scongiurare eventuali ripercussioni sulla stabilità della zona una volta conclusa la diga, l'Egitto sta intraprendendo enormi progetti per la realizzazione di impianti di dissalazione e trattamento delle acque;
- São Paulo (Brasile), tra il 2014 e il 2015 dichiarò, insieme alle municipalità limitrofe, lo stato di calamità, in quanto le riserve d'acqua si erano ridotte al 5% della capacità complessiva, sufficiente per far fronte alle necessità della metropoli per solo un ultimo mese. Le cause della crisi sono state imputate a una scarsa pianificazione da parte delle autorità, ma anche alla deforestazione amazzonica, causa di una diminuzione dell'umidità di ausilio alla formazione delle nubi;
- Pechino (Cina), per poter essere rifornita d'acqua, ha spinto a partire dal 2014 il governo a spendere oltre 75 miliardi di dollari in acquedotti: per importare acqua dalle regioni rurali meridionali, fortemente interessate da piogge. Così facendo il 70% del fabbisogno della capitale è stato coperto, tuttavia a discapito degli agricoltori che lamentano notevoli perdite. Secondo gli esperti la nazione dovrà rivedere le politiche di gestione dell'acqua per garantire una stabilità nel paese;
- Tokyo (Giappone) [21], è la più estesa città con problematiche nell'approvvigionamento idrico, secondo un articolo del 2014 della rivista Global Enviromental Change. La città confida sia su risorse sotterranee che su laghi, fiumi, ma soprattutto su quattro mesi di intense precipitazioni, in grado di coprire il 70% del fabbisogno idrico della metropoli. Ogni qualvolta

che nella regione si registra una diminuzione nelle precipitazioni, la città deve fronteggiare un periodo di siccità, come già accaduto circa ogni 10 anni a partire dagli anni 1960.

1.4.3. La situazione in Italia

L'Italia, come buona parte del resto del mondo, è sempre più soggetta a cambiamenti climatici, al punto da dover affrontare problemi che solo fino a pochi anni fa caratterizzavano zone tropicali. La scarsità d'acqua è uno di questi e ha colpito in particolare la Puglia, la Basilicata e la Sicilia.

I criteri per valutare la criticità o meno di una regione in termini di scarsità d'acqua si sono basati sull'analisi della quantità d'acqua immagazzinata nei bacini idrici (alimentati da acqua piovana). I dati più recenti rivelati dall'ANBI (Associazione Nazionale Bonifica e Irrigazione) non sono incoraggianti. Nei bacini idrici della Basilicata è emersa la presenza di 78,4 milioni di metri cubi di acqua, ben 35 milioni di metri cubi di acqua in meno rispetto al 2019. In Puglia si è invece registrata una riduzione pari a 75 milioni di metri cubi. Alla lista delle regioni che stanno affrontando una crisi idrica si è recentemente aggiunta la Campania, i cui fiumi stanno subendo un calo significativo della loro capacità [22].

Le condizioni più preoccupanti si registrano però in Sicilia: Il 70% del suo territorio rischia infatti la desertificazione. Il dato è stato diffuso dal CNR (Consiglio Nazionale delle Ricerche) ed è stato confermato dai dati ANBI. La portata dei bacini idrici siciliani è passata dai 69,9 milioni di metri cubi di acqua del 2019 ai 53,8 milioni di quest'anno [22]. Di seguito un'illustrazione relativa a una carta in scala 1:250000 sulle aree a rischio di desertificazione in Sicilia, redatta grazie al lavoro congiunto degli Assessorati Territorio ed Ambiente e Agricoltura e Foreste, con la collaborazione con il Centro di Telerilevamento Mediterraneo di Palermo. L'indice finale di rischio in legenda deriva della combinazione di due indici climatici (aridità e siccità) e di un indice di perdita di suolo (legato ai fenomeni erosivi) [23].



Figura 12 Carta delle aree vulnerabili alla desertificazione in Sicilia [23].

La prima e più intuibile causa della scarsità d'acqua in molte regioni italiane è quella di una inusuale siccità. Coldiretti ha annunciato recentemente che in Italia le piogge hanno subito una riduzione dell'80%, con un inverno più caldo di 1,87 gradi rispetto alla media. Nel 2020 in Sicilia soltanto il mese di marzo avrebbe registrato piogge quantitativamente significative. A luglio Palermo è stata colpita da una bomba d'acqua, calamità tipica dei paesi equatoriali.

Dai primi anni del 900 ai primi del 2000 il tasso di diminuzione delle piogge è stato di quasi 2 millimetri all'anno. Oltre al clima, un fattore rilevante che acuisce il problema della scarsità d'acqua sono le inefficienze che si hanno nella rete idrica: si stima che circa il 50% dell'acqua distribuita in Sardegna, Sicilia e Basilicata non giunga a destinazione finale per come dovrebbe, a causa principalmente di perdite dovute ad esempio a corrosione, danneggiamento delle giunzioni o rottura delle tubazioni [22].

1.4.4. Considerazioni

È interessante notare quanto possano essere differenti le cause della siccità in una regione e come diversificare il portafoglio delle fonti idriche sia fondamentale per mitigarne i disagi. La dissalazione rappresenta una possibile soluzione, almeno parziale: gli oceani contengono ben il 97% dell'intera acqua sulla terra, sebbene non sia possibile usufruirne in maniera naturale. Ciò che risalta maggiormente all'occhio è che oltre la metà delle città elencate al paragrafo 1.4.2. e regioni italiane menzionate al paragrafo 1.4.3. sono in zona costiera. Il Cairo, São Paulo e Pechino distano invece circa 150 km dalla costa: possono senza dubbio trarre vantaggio da una minore pressione sulle risorse idriche limitrofe da parte delle città costiere circostanti.

A rendere attrattiva la dissalazione è inoltre la potenzialità di trasformare un suo prodotto di scarto in litio e altri minerali, incrementando così la produttività del dispositivo in termini economici e mitigando la problematica dello smaltimento della salamoia dal punto di vista ecologico. Di seguito è riportata la traduzione dell'abstract relative al paper "Lithium extraction from water lithium resources through green electrochemical-battery approaches: A comprehensive review" di Ye Zhang et al., pubblicato sul *Journal of Cleaner Production* il 3 novembre 2020 [24]:

"Le crescenti richieste del mercato inerenti alle applicazioni su larga scala di litio, come le batterie agli ioni, aumentano l'importanza della sua estrazione. Le riserve terrestri di litio stanno diminuendo drasticamente; pertanto, la produzione di litio a partire da fonti idriche, come laghi salati o il mare, si sta sempre più diffondendo per via dei suoi vantaggi legati al basso costo e alla vasta disponibilità. L'estrazione del litio da risorse idriche, in particolare da quelle con rapporti Mg/Li elevati, è impegnativa. Tra tutti i metodi acquosi di estrazione del litio, l'approccio della batteria elettrochimica è considerato il più promettente per via della sua eccellente selettività al litio, l'elevata capacità di inserimento, basso consumo energetico, elevata reversibilità ed ecocompatibilità. Il presente lavoro esamina i vantaggi e le sfide degli attuali sistemi di batterie elettrochimiche che coinvolgono sistemi di ossido di litio manganese e litio ferro fosfato. Vengono discussi gli effetti di diversi parametri e meccanismi pertinenti, tra cui la tensione elettrica applicata, la concentrazione ionica, il pH, il tempo e gli ioni coesistenti. Sottolineiamo che una combinazione del processo di recupero del litio elettrochimico con un processo di desalinizzazione consente l'estrazione altamente efficiente ed economica del litio da soluzioni a bassa concentrazione. Le batterie elettrochimiche attualmente disponibili soffrono ancora di problemi di bassa stabilità e costo delle materie prime. La ricerca futura dovrebbe concentrarsi sul miglioramento della stabilità del sistema batteria, sull'ottimizzazione dei processi e sulla riduzione dei costi operativi".

2. Stato dell'arte delle tecniche di dissalazione

Le tecniche di dissalazione attuali possono essere classificate secondo diversi criteri. Nel caso di dissalazione termica, è possibile identificare due macrocategorie, ovvero tecniche dirette e tecniche indirette. Nelle prime il collettore termico è integrato al distillatore: la fonte energetica a disposizione è direttamente impiegata per far avvenire il processo di dissalazione. Nelle tecniche indirette invece i due componenti sono separati, in particolare l'energia raccolta nel collettore viene prima trasformata (e.g. tramite fotovoltaico) o immagazzinata per poi essere impiegata successivamente nel processo di dissalazione [25].

Un'altra classificazione si basa sulla natura del processo di dissalazione ed è possibile individuare altre due macrocategorie, ovvero dissalazione su base termica e dissalazione tramite membrana. Nel primo caso la dissalazione avviene attraverso un doppio cambiamento di fase, da liquido a vapore e da vapore nuovamente a liquido, e si fonda sulle diverse volatilità e temperature di evaporazione delle sostanze presenti in una soluzione. In questo caso, per poter far avvenire il cambiamento di fase è richiesto un notevole quantitativo di energia, che per poter aver una buona produttività si traduce in ingombri maggiori nel caso la fonte termica sia di origine solare, così da avere una adeguata superficie irradiata. Per la dissalazione su base termica risulta cruciale lo sfruttamento efficiente del calore, tramite, ad esempio, tecniche di rigenerazione, dato il comportamento reattivo del processo. Avviene infatti che il calore fornito per l'evaporazione viene perlopiù completamente rilasciato successivamente durante la condensazione. In un ciclo di dissalazione ideale il bilancio di energia richiesta sostanzialmente include solo una quota legata alla variazione di energia chimica e una quota legata alle dissipazioni, di ordini di grandezza inferiore all'energia associata per far avvenire il semplice processo evaporativo. Entro i limiti termodinamici, è possibile utilizzare lo stesso calore in più stadi produttivi, facendo sì che la quota rilasciata dalla condensazione in uno stadio venga sfruttata per l'evaporazione nello stadio successivo [26].

Le tecniche tramite membrana invece fondano il loro principio di dissalazione sulla selettività delle membrane su scala particellare, bloccando il passaggio ai soluti più grandi di una determinata dimensione caratteristica. L'energia richiesta per far avvenire ciò è decisamente minore di quella richiesta per un passaggio di fase ed è legata alla differente pressione osmotica dei liquidi separati dalla membrana. Tuttavia, a differenza delle tecniche su base evaporativa, il bilancio di energia richiesta in un ciclo di dissalazione non differisce sostanzialmente dall'energia fornita per pompare l'acqua nella membrana [27].

È possibile individuare una terza classificazione sempre in due macrocategorie: tecniche attive e tecniche passive. Le prime fanno impiego di ausiliari alimentati da fonti di energia esterne (e.g. rete

elettrica) e quindi differenti da quelle già insite nel sistema di dissalazione, come è nel caso dell'energia solare. Le tecniche passive invece sfruttano unicamente forme di energia insite nel sistema di dissalazione stesso, come ad esempio l'energia capillare di eventuali mezzi porosi, l'energia gravitazionale dell'acqua o l'energia solare, giocando in maniera non banale su materiali, geometrie e altri fattori affinché il processo di dissalazione possa avvenire in ogni sua fase.

Di seguito uno schema delle principali tecniche di dissalazione, a seguire analizzate nel dettaglio così da elencarne i punti di forza, di debolezza, applicazioni:



Figura 13 Classificazione tecniche di dissalazione [27].

2.1. Tecniche di dissalazione passiva

Le tecniche passive sfruttano unicamente forme di energia insite nel sistema di dissalazione stesso, come ad esempio l'energia capillare di eventuali mezzi porosi, l'energia gravitazionale dell'acqua o l'energia solare, giocando in maniera non banale su materiali, geometrie e altri fattori affinché il processo di dissalazione possa avvenire in ogni sua fase. Di seguito verranno riportate alcune tecnologie di dissalazione passive riportate in letteratura, dirette concorrenti del dispositivo di dissalazione su cui è incentrata la tesi.

2.1.1. Solar still elementare (alambicco solare)



Figura 14 Schema alambicco solare [28].

La dissalazione nella sua forma più semplice ed elementare avviene tramite alambicco solare, secondo un processo che è molto comune nel campo della distillazione. Non è un caso che lo schema riportato in figura sia molto comune in laboratorio o per applicazioni domestiche. Il processo di dissalazione avviene fornendo all'acqua salata contenuta in un recipiente calore, sottoforma di radiazione solare o per esempio tramite una piastra elettrica. Da ciò può conseguire un'evaporazione fino anche un'ebollizione dell'acqua salata e quindi rilascio di vapore. Quest'ultimo viene fatto condensare in una opportuna serpentina di raffreddamento, in cui il calore assorbito dal liquido di raffreddamento può essere riutilizzato per altri fini. Condensata, l'acqua distillata viene raccolta in un altro recipiente per poi poter essere usata [29].

Il processo di dissalazione nella figura precedente avviene secondo una tecnica termica, in quanto avviene per evaporazione, diretta, in quanto l'energia primaria per ottenere il distillato viene fornita direttamente all'acqua da dissalare, passivo/attivo, in base alla configurazione del sistema di raffreddamento in questo caso. Infatti, per quanto riguarda la circolazione del vapore e del distillato, questi avvengono per mezzo della gravità e quindi in maniera passiva, per quanto riguarda il raffreddamento invece potrebbe avvenire sia tramite pompe di ricircolo del fluido refrigerante, quindi in maniera attiva, sia tramite moti convettivi immergendo il condotto da raffreddare in un'opportuna capacità termica. Nel caso di distillazione con alambicco solare a singolo stadio e con completa dispersione del calore rilasciato durante condensazione, i costi in termini energetici sono molto elevati, circa 2257 kJ/kg a 100°C, sostenibili solo su piccola scala e non per applicazioni

industriali, a meno che non sia alimentato da una fonte di calore a basso costo come può essere nel caso di un impianto vapore cogenerativo [29].



2.1.2. Solar still a singolo stadio

Figura 15 Schema distillazione passiva a singolo stadio [30]

Funzionalmente, lo schema in figura di impianto di dissalazione è equivalente allo schema illustrato al paragrafo precedente. In questo caso la sorgente termica è il sole. Nello schema a "serra" il vapore condensa sul soffitto del dispositivo, per poi scorrere verso dei recipienti di raccolta posti ai lati. Non sono necessari componenti attivi come pompe di ricircolo per il liquido refrigerante, poiché il raffreddamento avviene in maniera naturale tramite moti convettivi dell'aria all'esterno del soffitto. La configurazione così per com'è in figura, sebbene i vantaggi in termini di consumi energetici e ecosostenibilità, è adatta per piccole applicazioni [31].

Esistono inoltre diverse svariate configurazioni di dissalatori funzionalmente equivalenti a quello mostrato, nello studio "Experimental Study on Various Solar Still Designs" condotto da Arunkumar et al. sono state analizzate quelle di seguito esposte per individuare quella più produttiva [32].



Figura 16 schema alambicco solare piramidale (PSS) [32].



Figura 17 Schema alambicco solare sferico (SSS) [32]



Figura 18 schema alambicco solare emisferico [33].



Figura 19 schema alambicco solare con doppio bacino (DBGSS) [32].


Figura 20 schema lambicco tubulare (TSS) con eventuale concentratore parabolico dei raggi solari (CPC) [32].



Figura 21 Alambicchi tubulari con concentratore di raggi solari parabolico posti in serie a un alambicco solare piramidale (CPC-PSS) [32].



Figura 22 schema alambicco a pendenza singola con bacino emisferico e concentratore dei raggi solari emisferico (CCSSS) [32].



Figura 23 Confronto delle produttività per unità di superfice di ogni configurazione esposta [32].

Nelle conclusioni del paper è riportato che i risultati sperimentali evidenziano che la configurazione più produttiva di solar still è quella ad alambicco piramidale + tubulare con concentratore parabolico. La produttività di un solar still dipende sostanzialmente dalle condizioni climatiche e dalla temperatura dell'acqua salata di alimentazione, fattori che comportano un aumento/decremento dei coefficienti di scambio termico convettivo ed evaporativo. In particolare, l'effetto di concentrazione dei raggi solari gioca un ruolo cruciale nell'incrementare la temperatura di esercizio fino a 95°C [32]. Dunque per una elevata produttività è necessario avere non solo una sufficiente radiazione solare, ma anche adeguati coefficienti di trasmissione del calore ed evaporativi, viceversa quest'ultimi fungono da "collo di bottiglia" nel processo di dissalazione. È importante anche il punto di concentrazione dei raggi solari. Ad esempio, le configurazioni CCSSS e CPC-TSS differiscono perché nel primo caso i raggi vengono concentrati nell'acqua salata, nel secondo invece direttamente nella camera evaporativa. La CPC-TSS ha una produttività circa il doppio della CCSSS.

2.1.3. Distillatore galleggiante a singolo stadio passivo



Figura 24 schema dissalatore galleggiante a singolo stadio passivo [34]

In figura è mostrata lo schema di uno dissalatore galleggiante a singolo stadio passivo pubblicato nel 2018 da George Ni et al., frutto di una ricerca condotta da ricercatori del MIT in collaborazione con l'Università di Toronto [34]. Lo studio pone l'attenzione su come le principali tecnologie di dissalazioni richiedano grandi spazi e accesso a infrastrutture avanzate. Negli ultimi tempi sta prendendo piede l'idea di dispositivi galleggianti, sfruttando il concetto di localizzazione del calore solare interfacciale come approccio altamente efficiente ai fini della dissalazione.

Così come per i solar still non galleggianti, i principali inconvenienti del dispositivo in figura sono la gestione dell'accumulo salino, mantenendo al contempo un'adeguata localizzazione del calore. Le peculiarità del dispositivo sviluppato dai ricercatori citati sono il rilascio spontaneo del sale in eccesso e l'operatività continua, senza interruzioni, sotto la luce del sole galleggiando semplicemente su una massa d'acqua salata. Utilizzando come copertura un film polimerico low-cost adatto per condensare il vapore prodotto a un tasso di 2.5 *litri/giorno* per m^2 di superficie occupata dal dispositivo, sufficiente per soddisfare il fabbisogno individuale d'acqua. Rispetto ai tradizionali sistemi di dissalazione ad alambicco (solar still), il costo del dispositivo è di oltre un ordine di grandezza inferiore, non necessità particolari infrastrutture energetiche e può fornire acqua potabile low-cost in caso di calamità o a comunità sottoposte a forte stress idrico [34].



Figura 25 In a) è illustrato il design della struttura evaporativa, composta da un tessuto in cellulosa idrofilico (Zorb[®]) nero per l'assorbimento del calore (in condizioni nominali 1 kW/m², 250-2500 nm), uno stoppino poroso idrofilico in cellulosa (Zorb[®]) bianco [34].

Sia la scelta dei materiali sia il rapporto e la disposizione della superfice occupata dagli stoppini in tessuto bianco e quella occupata dalla schiuma di risultano fondamentali per adeguare i processi termici allo smaltimento del sale, tenendo conto anche deli diversi tempi operativi: l'isolamento termico deve essere garantito solo nelle ore di sole, lo smaltimento del sale invece ha luogo per l'intera giornata.



Figura 26 Particolare relativo all'efficienza del dispositivo nello smaltire il sale (in condizione operative di 1 sole). Oltre che per diffusione, avviene soprattutto per convezione [34].

2.1.4. Generatore di vapore ad alta efficienza



Figura 27 Schema generatore di vapore ad alta efficienza [35]

Di seguito è riportato piuttosto che un dissalatore vero e proprio, un generatore di vapore passivo, che differisce dal primo per via dell'assenza del condensatore (quest'ultimo risulta facilmente integrabile ai fini di dissalare l'acqua). Il dispositivo in figura è composto da tre elementi principali: substrato per conversione foto termica, sorgente d'acqua e isolamento termico.

Il substrato per la conversione termica può essere costituito da diversi materiali, nel generatore di vapore in figura è stato utilizzato il TBCF, ovvero una schiuma di biocarbone in cui sono state depositate delle nano particelle di TiN. La schiuma al biocarbone funge isola termicamente la superficie irradiata dalla fonte d'acqua, inoltre è naturalmente idrofila, dotata di numerosi microcanali per il passaggio dell'acqua ed è ecologica, oltre che riutilizzabile. Le nano particelle di TiN sono i convertitori fotoelettrici veri e propri, sono e chimicamente stabili a contatto con l'acqua e, rispetto ad altri materiali con le stesse funzionalità come metalli plasmonici o nano materiali semiconduttori, risultano più efficienti, meno tossici, più economici [35].

Le prestazioni in termini di conversioni foto termica si attestano intorno al 92.5%, a seconda dello spessore del substrato e della quantità di nano particelle di TiN.



Figura 28 Produttività ed efficienza del generatore di vapore al variare del contenuto di TiN [35].

2.1.5. Distillazione solare via membrana attivata per via nano fotonica (NESMD)



Figura 29 Confronto schematico tra MD convenzionale e NESMD [36].

La NESMD è una variante della tecnica di dissalazione attiva MD, descritta più nel dettaglio nella sezione successiva. È stata riportata tra le tecniche passive poiché si può prestare a tale funzionamento, dato che la circolazione dell'acqua, sia di alimentazione che di scarico, può avvenire grazie a dei capillari. In sintesi, nella forma base la dissalazione MD avviene interponendo una membrana idrofobica tra due flussi d'acqua a temperatura diversa in controcorrente (il flusso più caldo è di acqua salata). Si instaura così una differenza nella pressione di vapore tra i due lati, tale per cui si innesca un flusso di vapore dal lato caldo al lato freddo, dove avviene la condensazione. La dissalazione via membrana è vantaggiosa per via delle basse temperature e pressioni di lavoro, a differenza di altre tecniche attive, richiede però molta energia.

La NESMD sfrutta le proprietà foto assorbenti di alcuni materiali per attuare un riscaldamento altamente localizzato. Ciò permette uno sfruttamento efficiente del calore, evitando di risaldare esternamente l'acqua salata per poi farla fluire nel dissalatore. Permette inoltre di realizzare dissalatori di notevole estensione (al crescere della quale aumentano le prestazioni del processo). Uno svantaggio della MD tradizionale è infatti il limite nelle dimensioni, necessario per evitare una diminuzione eccessiva della temperatura dall'ingresso all'uscita del dispositivo, con una drastica diminuzione delle prestazioni in una parte del dissalatore [36].



Figura 30 Distribuzione della temperatura lungo la membrana nel caso di MD e nel caso di NESMD [36].

Con un piccolo modulo NESMD si è ottenuto sperimentalmente una produttività di oltre 5.38 kg/h per m^2 di membrana e un'efficienza solare del 20%. È stata impiegata una membrana a doppio strato, costituita da un rivestimento relativamente sottile (25 µm), idrofilo, poroso e con proprietà foto assorbenti, in alcool polivinilico PVA depositato su una membrana commerciale in polivinilidene fluoruro PVDF. Sono state disperse nella soluzione PVA delle nano particelle di nerofumo (CB), altamente assorbimenti sull'intero spettro solare.

Le performance del dispositivo possono incrementate utilizzando la salamoia allo scarico per preriscaldare l'acqua salata di alimentazione. Dal punto di vista di rendimento energetico di seconda legge, la NESMD risulta al momento leggermente inferiore rispetto all'osmosi inversa, tuttavia bisogna tenere in conto che impiegare l'energia solare per riscaldare direttamente l'acqua comporta meno perdite rispetto a utilizzare dei pannelli fotovoltaici. La possibilità di poter incorporare lo strato foto assorbente nella membrana distillatrice apre la strada a nuove tecniche per la purificazione dell'acqua [36].

2.2. Tecnologie di dissalazione attiva

Di seguito sono riportati i principi di funzionamento di alcune tecnologia di dissalazione attiva, successivamente menzionate nella fase di individuare delle tecniche di dissalazione più competitive del mercato. Sebbene il dissalatore su cui è incentrata la tesi non sia dotato di componenti attivi, possibilmente più produttivi, si valuterà la rilevanza associata ai punti di forza del dispositivo, tali da poterne far prediligere la scelta in determinate condizioni operative.

2.2.1. Distillazione a singolo stadio attiva



Figura 31 schema distillatore a singolo stadio attivo [29].

Lo schema è simile a quella a singolo stadio passiva, con una maggiore cura in particolare per il sistema di circolazione, dotato di opportune valvole in un'ottica di regolazione impiantistica. Nel sistema di dissalazione a singolo stadio mostrato in figura, l'evaporatore può considerarsi uno scambiatore di calore alimentato da una condotta con acqua salata e contenente una serpentina in cui fluisce vapore proveniente dallo scarico della turbina di bassa pressione. Così facendo l'acqua salata si riscalda fino a raggiungere l'ebollizione, in modo da evaporare e successivamente condensare in un altro scambiatore di calore contenente una serpentina in cui fluisce liquido refrigerante. L'acqua distillata viene raccolta in un serbatoio per poi venire trasferita altrove tramite condotte [29].

È necessario, affinché il vapore proveniente dalla turbina riscaldi l'acqua salata, e non viceversa, che la temperatura di condensazione del vapore sia maggiore della temperatura di ebollizione dell'acqua salata. È possibile regolare la temperatura di ebollizione dell'acqua salata riducendone la pressione di vapore, in particolare aspirando aria dall'evaporatore con una pompa a vuoto o un eiettore. La salamoia che va a formarsi nella parte inferiore dell'evaporatore, con una concentrazione tipicamente oltre due volte superiore alla concentrazione dell'acqua di mare, può venire rimossa in maniera continua oppure in maniera discreta, aprendo e chiudendo in maniera intermittente lo scarico dell'evaporatore [29].

Lo schema di distillazione a singolo stadio descritto risulta una buona soluzione per la dissalazione dell'acqua nel caso in cui siano richieste dimensioni compatte, ad esempio per applicazioni in marina

o grandi laboratori, o nel caso in cui la fonte di calore sia abbondante e a basso costo, come ad esempio in impianti cogenerativi.

La portata di acqua distillata prodotta da un sistema di dissalazione come quello illustrato è influenzata in maniera non trascurabile sia dalla temperatura e che dalla concentrazione dell'acqua salata con cui viene alimentato. In un sistema a singolo effetto con pressione costante pari a 80mmHg, la produttività arrivare ad essere il doppio aumentando la temperatura dell'acqua salata in ingresso, invece aumentare di un terzo diminuendo la concentrazione salina [29].



2.2.2. Dissalazione per umidificazione/essiccamento (HD)

Figura 32 schema dissalazione per umidificazione/essiccamento (HD) [37].

La dissalazione per umidificazione/essiccamento (HD) avviene sfruttando la capacità che ha l'aria secca di immagazzinare una notevole quantità di vapore sottoforma di umidità e la variabilità di tale capacità al variare della temperatura. I componenti dell'impianto sono un evaporatore (umidificatore), un condensatore (deumidificatore) e un collettore termico, oltre a un sistema di circolazione dell'acqua salata e dell'aria.

L'aria secca viene utilizzata come fluido vettore nel processo di dissalazione, inumidendosi fino a saturazione nell'evaporatore dove scorre acqua salata riscaldata dal collettore termico e rilasciando nel condensatore l'umidità di cui si era arricchita sotto forma di distillato. La circolazione dell'aria può avvenire sia per convezione naturale sia forzatamente, inoltre l'acqua dissalata in uscita dall'evaporatore può essere direttamente utilizzata nel condensatore per deumidificare l'aria, piuttosto che fare ricorso a fonti refrigeranti esterne. La dissalazione per umidificazione ed essicamento può essere a ciclo aperto o a ciclo chiuso. Nel primo caso il ciclo dell'aria è chiuso, mentre il ciclo dell'acqua salata è aperto così da smaltire la salamoia. Nel secondo caso il ciclo dell'acqua salata è chiuso, mentre il ciclo dell'aria è aperto. La necessità che uno almeno un ciclo fra quello dell'acqua salata e quello dell'aria sorge dal fatto che viceversa non sarebbe possibile [37].

Vantaggi di questa tecnologia sono capacità flessibile, design semplice e bassi costi operativi e di installazione. L'utilizzo del calore di condensazione per preriscaldare l'acqua salata permette di aumentare l'efficienza globale. Inoltre viste le temperature di lavoro basse e l'aria come fluido vettore si ha una riduzione nei fenomeni corrosivi, oltre a unità termiche più semplici. Lo svantaggio principale sta nella maggiore richiesta energetica per mantenere il circolo continuo di acqua salata e di aria.



2.2.3. Multi-Stage Flash Distillation (MSF)

Figura 33 schema multi-stage flash distillation (MSF) [38].

La tecnica di dissalazione Multi Stage Flash (MSF) consiste nel produrre vapore in più stadi in serie, detti flash, a partire da acqua salata riscaldata. In particolare, il vapore prodotto nel dispositivo condensa sulle condotte di alimentazione contenenti acqua salata, preriscaldandola (non viene utilizzato un refrigerante a parte che disperde verso l'esterno il calore, è l'acqua salata stessa di alimentazione ad essere il refrigerante). Dopo il preriscaldamento, l'acqua di alimentazione passa in caldaia e quindi nel primo stadio evaporativo del dissalatore. Il vapore condensato in ogni flash si accumula in delle vasche di raccolta per poi essere indirizzato alle utenze o venire immagazzinato. L'acqua salata in eccesso che non è evaporata in uno stadio, viene trasferita al successivo, con concentrazione salina maggiore [38].

La pressione di vapore si riduce man mano che si avanza negli stadi e viene mantenuta per mezzo di un eiettore. Così facendo passando da un flash al successivo si ha che un'ulteriore parte di acqua salata evapora per via della riduzione della pressione di vapore. Il valore di quest'ultima determina la quantità di vapore prodotta in ogni stadio. Un numero maggiori di stadi incrementa la produttività, ma al contempo anche i costi per poter realizzare l'impianto. Un aspetto da attenzionare nella gestione di un impianto MSF è la formazione di un MSF è in generale complessa e richiede la necessità di personale specializzato. Questa tecnica è stata impiegata anche in ambito navale, inoltre per quanto riguarda gli impianti dissalatori con produttività maggiore di 5000 m³/giorno, gli MSF sono i più diffusi [29].



2.2.4. Multi Effect Distillation (MED)

Figura 34 schema multi-effect distillation (MED). Adattata da [29].

La tecnica di dissalazione MED è adatta per produrre grandi industriali d'acqua dolce smaltendo grandi quantità di calore facendo condensare vapore. In figura è mostrato lo schema in un impianto MED con quattro stadi, una caldaia e un condensatore. In questa configurazione si ha innanzitutto un riscaldamento di acqua in caldaia sino a ottenere vapore caldo, questo verrà utilizzato solamente per riscaldare fino ebollizione l'acqua salata nel primo stadio (una volta condensato ritorna in caldaia, fungendo sostanzialmente da vettore energetico fra la caldaia e acqua salata). Un'altra configurazione potrebbe essere quella di avere, al posto della caldaia, del vapore proveniente dallo scarico della turbina di bassa pressione di un impianto a vapore.

Il vapore ottenuto dall'acqua salata in ebollizione nel primo stadio va a riscaldare l'acqua salata nello stadio successivo, condensando. Adesso però il distillato non viene mandato in caldaia, ma tramite una condotta raggiunge un serbatoio di accumulo. La stessa logica vale per il secondo stadio, il cui vapore mette in ebollizione l'acqua salata che è nello studio successivo e via dicendo. La peculiarità di questa tecnica è che una grande quantità di calore latente di vaporizzazione viene riutilizzato più e più volte prima di essere disperso verso l'esterno. Ogni stadio evaporativo prende il nome di effetto. Il primo effetto deve sempre avere una temperatura di ebollizione inferiore a quella del vapore in caldaia. È inoltre fondamentale e per un efficiente scambio termico che temperatura di ebollizione dell'acqua in uno stadio successivo sia inferiore alla temperatura di ebollizione dell'acqua nello stadio precedente, per far ciò è sufficiente regolare la pressione di vapore in ogni stadio. Quest'ultima deve essere minore della pressione di vapore nello stadio precedente a quello considerato. Per realizzare ciò nella pratica si utilizza un sistema di pompe, eiettori e valvole [29].

Le camere di evaporative di ogni stadio sono collegate a un eiettore (in figura è indicata in nero solo la rimozione di aria), che rimuove aria fino a quando non si stabilisce in ogni di esse la pressione di vapore di progetto, fungendo anche da degassatori dai gas che non partecipano alla condensazione, come ossigeno e azoto (viceversa si accumulerebbero sino ad arrestare l'evaporazione). Sono inoltre fondamentale le valvole di laminazione poste tra un effetto e l'altro, consentendo di abbassare la pressione dell'acqua salata che migra da uno stadio all'altro, adeguandola alla pressione di vapore nello stadio successivo. Inoltre, essendo gli stadi successivi al primo a una pressione minore a quella ambiente è necessario che il vapore condensato venga pompato alla pressione ambiente prima di essere condotto nel bacino di raccolta. Lo stesso vale per la salamoia in uscita dall'ultimo effetto, è

necessario pomparla alla pressione ambiente prima di scaricarla, viceversa si avrebbe un flusso dall'esterno verso l'ultimo effetto.

La produttività di un impianto dissalatore MED è elevata, più di una tonnellata di distillato per tonnellata di vapore elaborata dalla caldaia. A parità di calore fornito al ciclo, il distillato prodotto aumenta con il numero di effetti, tanti più sono maggiore è la produttività. Tuttavia, maggiore è il numero di effetti, maggiori sono i costi d'impianto iniziali, motivo per il quale si va a determinare un numero di stadi ottimi per quanto riguarda sia le performance che i costi di impianto. Inoltre, fissato il range termico tra il primo e l'ultimo stadio e designate le differenze fra le temperature di ebollizioni fra due stadi successivi, si ha il numero di effetti (dunque non è una variabile libera se vengono fissate in progetto le due grandezze citate). Il numero di effetti va solitamente da 4 a 21. Nel caso in cui la temperatura massima di salamoia (TBT, ovvero la temperatura della salamoia nel primo stadio) scenda a 80°C, si riduce – a parità di salto termico fra due stadi successivi – il numero di effetti, ma al contempo - se le condizioni di vapore in caldaia non sono cambiate - permette uno scambio termico per unità di superficie nel primo stadio maggiore. I due impianti di distillazione MED di Sharjah negli Emirati Arabi Uniti hanno una capacità di 22,700 m^3/giorno [29].

2.2.5. Compressione di vapore (VC)

La dissalazione per compressione di vapore è una tecnica impiegata su piccola e media scala. La compressione può avvenire meccanicamente (MVC) o termicamente (TVC), usando un termocompressore. L'acqua salata di alimentazione viene preriscaldata in uno scambiatore di vapore sia dalla salamoia scaricata sia dal flusso di distillato in uscita. L'acqua salata ad alta temperatura viene nebulizzata in un evaporatore attraversato da una serpentina in cui scorre del vapore compresso, estratto dallo stesso evaporatore [29].



Figura 35 schema distillazione per compressione di vapore meccanica (MVC) [31].

Il vapore compresso cede calore all'acqua sia nell'evaporatore sia nello scambiatore di calore di preriscaldamento, in seguito a cui condensa accumulandosi sotto forma di distillato in un serbatoio esterno. Un eiettore elimina i gas non condensanti quali azoto o ossigeno che si formano durante il processo. La temperatura massima nel ciclo di dissalazione è solitamente intorno ai 100°C, inoltre si registra un aumento nelle prestazioni d'impianto diminuendo la concentrazione della salamoia e aumentando la velocità del compressore. I consumi energetici sono dell'ordine dei 10kWh per tonnellata di acqua dolce [29].



Figura 36 schema d'impianto distillazione per compressione di vapore termica (TVC) [39].

Uno dei pregi di questa tecnica sono le basse temperature di lavoro, sfavorevoli per la formazione di incrostazioni. Fra gli svantaggi invece possiamo enumerare una possibile corrosione delle pale del compressore, necessità di una fonte di calore per poter avviare l'impianto, oltre a dimensioni di quest'ultimo ridotte per via della limitata capacità del compressore [37].

2.2.6. Dissalazione via membrana (MD)



Figura 37 Classificazioni principali della dissalazione via membrana (MD) [40]

Nel caso di dissalazione via membrana si ha una membrana di materiale microporoso idrofobico con almeno una delle due facce interfacciata in maniera diretta con una soluzione acquosa. Un gradiente termico induce una pressione differenziale tra le due facce della membrana, dando origine a una portata in massa attraverso i pori. Vista la natura idrofobica della membrana, non si ha soltanto passaggio di vapore e non di acqua. Una volta attraversata la membrana, si ha la condensazione del vapore e quindi la produzione di permeato. Esistono varie tecniche di dissalazione via membrana, differenti per il metodo di condensazione del vapore e di mantenimento della pressione differenziale nella membrana. Le principali quattro verranno di seguito elencate [40].

Nel caso di DCMD, ovvero MD a contatto diretto, si ha un fluido messo in circolo da una pompa che funge da refrigerante, così da condensare il vapore emesso dalla parte in cui scorre l'acqua salata di alimentazione. Il distillato ottenuto si unisce al fluido refrigerante, anch'esso acqua, fluendo nello stesso canale. Il nome DCMD deriva dal contatto diretto fra fluido condensante e membrana. I vantaggi di questa configurazione sono produttività maggiore di tutte le altre tecniche di dissalazione via membrana e semplicità di funzionamento.

Nel caso di VMD, ovvero distillazione a vuoto via membrana, si hanno degli eiettori (lato permeato) che aspirano attraverso la membrana le molecole di vapore formatesi dalla parte dell'acqua salata. Affinché il processo possa mantenersi è necessario che la depressione indotta sia minore della

pressione di vapore della sostanza da distillare. In questo caso la condensazione non viene a ridosso della membrana, ma in un componente esterno.

Nel caso di AGMD, ovvero air gap membrane condensation, si ha uno strato di aria tra la faccia della membrana che dal permeato e la parete in cui condensa il vapore, al fine di migliorare l'isolamento termico, riducendo soprattutto le perdite per conduzione. Si ha che il vapore, attraversata la membrana e lo strato di aria, condensa su una parete mantenuta fredda e per gravità scorre verso un bacino di raccolta.

Nelle membrane a gas spazzante (SGMD) la rimozione del vapore è attuata da un gas inerte soffiato nella cella. Il vapore viene poi portato in una camera di condensazione in cui avviene la produzione di distillato, in maniera analoga alla VMD. Siccome il gas inerte a contatto con il vapore è in continuo riscaldamento, esiste la configurazione TSGMD, ovvero membrana termostatica a gas spazzante, in cui è presente una parete refrigerata posta dove fluisce il gas inerte [40].

Direct contact membrane distillation (DCMD)	 Seawater desalination Crystallization Treatment of dye effluents Arsenic removal from aqueous solution 	 High permeate flux Considered at commercial scale 	 High conductive heat loss
Vacuum membrane distillation (VMD)	 Seawater desalination Treatment of alcoholic solution Recovery of aroma compounds Treatment of textile wastewaters 	 High permeate flux Considered at commercial scale 	 High risk of membrane pore wetting Process complexity
Air gap membrane distillation (AGMD)	 Seawater desalination Concentration of fruit juices Separation of azeotropic mixtures VOC removal 	 Low conductive heat loss Process simplicity Low risk of temperature polarization (TP) 	 Lower flux than DCMD and VMD
Sweeping gas membrane distillation (SGMD)	 Brackish water desalination Separation of azeotropic mixtures Wastewater treatment VOC removal 	Reduction of the barrier to the mass transport through forced flow	 High risk of temperature polarization (TP) Process complexity

Figura 38 Sintesi dei principali impieghi, vantaggi e svantaggi delle 4 principali classificazioni di MD [40].

2.2.7. Dissalazione per congelamento



Figura 39 schema dissalazione per congelamento [41].

La dissalazione per congelamento è una tecnica che sfrutta il passaggio di fase da liquido a solido dell'acqua salata, piuttosto che il passaggio di fase da liquido a vapore. Le caratteristiche di come avviene il passaggio di stato possono essere ricavate dal diagramma di stato H2O-NaCl. Si ha che per una concentrazione in massa maggiore di sale, la temperatura di solidificazione si abbassa, sino a raggiungere il punto eutettico. Per concentrazioni di saline maggiori a 233 g/kg non è più possibile dissalare per solidificazione secondo i metodi usuali, poiché una diminuzione della temperatura comporterebbe una iniziale precipitazione di sale in una soluzione che rimane ad elevata salinità e non la formazione dei primi cristalli di ghiaccio [42].



Figura 40 diagramma di fase per una soluzione NaCl-H₂O [42].

Muovendosi sulla curva 1 del diagramma di fase NaCl-H₂O si ha un abbassamento della temperatura di congelamento all'aumentare della concentrazione; la curva 3 indica come varia la solubilità di NaCl in acqua. In corrispondenza del punto eutettico, al variare della temperatura si ha una trasformazione massiva di fase. Tutte le tecniche di dissalazione (e.g. per contatto diretto, per contatto indiretto, al punto eutettico) per congelamento sono accomunate dallo stesso processo, ovvero nucleazione e crescita dei cristalli di ghiaccio immersi nella soluzione, con successiva separazione e fusione di questi. Il processo si fonda sulle diverse temperature di solidificazione/precipitazione delle specie chimiche disciolte in una soluzione. I principali parametri operativi del processo sono la concentrazione salina iniziale, la temperatura del refrigerante, il tasso

di crescita dei cristalli e la portata in massa elaborata. Questi vanno ad influenza l'efficienza del processo e le caratteristiche dell'acqua dolce ottenuta [42].



Figura 41 Schema dissalazione per congelamento [42].

In figura un tipico schema d'impianto, in cui l'acqua salata di alimentazione viene prima raffreddata, per poi solidificare nel cristallizzatore sotto l'azione del fluido refrigerante. I cristalli formatisi vengono trasferiti nell'unità di fusione, da cui fuoriesce acqua dolce. Negli ultimi anni l'interesse verso la dissalazione per congelamento è aumentato per via della molto minore quantità di calore latente necessario da estrarre, ovvero 333 kJ/kg, rispetto ai circa 2300 kJ/kg da fornire per fare evaporare l'acqua. Inoltre, si hanno meno problemi di incrostazioni e corrosione, così come la possibilità di impiegare materiali economici senza la necessità di un impianto di pretrattamento. Da alcune prime valutazioni la dissalazione per congelamento risulta competitiva rispetto i convenzionali impianti termici o a osmosi inversa sia per quanto riguarda i costi che la qualità del prodotto finale, tuttavia ad oggi non risulta utilizzata in impianti commerciali. Alcuni svantaggi sono i costi di realizzazione d'impianto, difficoltà nella separazione e spostamento dei cristalli di ghiaccio, limiti nei refrigeranti (devono essere non tossici, chimicamente stabili, ecc.) [42].

2.2.8. Osmosi inversa (RO)



Figura 42 Schema osmosi inversa (RO) [43]

L'impianto di un dissalatore a osmosi inversa è sostanzialmente costituito da una pompa, una membrana filtrante e un organo regolatore pressione nella camera di filtrazione, come ad esempio una valvola posta all'uscita del dispositivo. Nella camera di filtrazione il flusso d'acqua salata in ingresso si divide in un flusso di acqua dolce, detto permeato, che attraversa la membrana e in un flusso di salamoia che va allo scarico del dispositivo. La membrana filtrante impedisce il passaggio ai soluti di dimensione superiori a un valore caratteristico. Mediante una valvola posizionata allo scarico è possibile variare la pressione nella camera. La fisica sui cui si basa il processo è sostanzialmente dall'equazione di Van't Hoff, che da l'espressione della pressione osmotica P_s [43]:

$$P_s = c \cdot R \cdot T$$

In cui c'è la concentrazione ionica molare, R è la costante universale dei gasi ed è pari a $0.082 \ litri \cdot bar/(K \cdot mol)$, T è la temperatura assoluta in Kelvin. Valori tipici di concentrazione ionica molare nel caso di acqua marina sono c=1.1 mol/litro:

$$P_{sea} = 1.1 \cdot 0.082 \cdot 300 = 27 \ bar$$

Il flusso di permeato attraverso la membrana vale invece:

$$Q_{permeato} = K_f \cdot (P_{pump} - P_s)$$

Da cui:

$$P_{pump} = P_s + \frac{Q_{permeato}}{K_f}$$

Le caratteristiche della membrana influenzano il fattore K_f , ad esempio se a pori piccoli o a pori grandi. P_{pump} è la pressione generata dalla pompa e regolata dalla valvola allo scarico, P_s è la pressione osmotica della salamoia allo scarico (Se $P_{pump} = P_s$ vuol dire che non si è avuto passaggio di permeato attraverso la membrana filtrante, invece se la pressione della pompa è minore di quella osmotica allo scarico il flusso del permeato si inverte). Una grandezza utilizzata per definire le condizioni operative di un dissalatore a osmosi inversa è il rapporto di recupero, ovvero il rapporto fra permeato e acqua pompata nel dissalatore. Nel caso in cui questo assumesse valore pari a 0.25, si avrebbe che ogni quattro volumi d'acqua pompata si ricavano un volume di permeato e tre volumi di salamoia con concentrazione maggiore del 33% rispetto l'acqua salata in ingresso [43].

La potenza richiesta dalla pompa è pari al prodotto tra la portata immessa per il salto di pressione fornito, il che significa, nel caso generale:

$$Pot = (P_{pump} - P_{sea}) \cdot \frac{Q_{permeato}}{rapporto \ di \ recupero}$$

Per via della differenza di concentrazione salina tra scarico e mare si ha:

$$P_s = \frac{P_{sea}}{1 - rapporto \ di \ recupero}$$

Ovvero:

$$P_{pump} = \frac{P_{sea}}{1 - rapporto \ di \ recupero} + \frac{Q_{permeato}}{K_f}$$

Dalle equazioni precedenti, si giunge all'espressione finale della potenza richiesta dalla pompa:

$$Pot = \left[\frac{Q_{permeato}}{K_{f}} + P_{sea} \cdot \left(\frac{1}{1 - rapporto\ di\ recupero} - 1\right)\right] \cdot \frac{Q_{permeato}}{rapporto\ di\ recupero}$$

Il salto di pressione richiesto alla pompa è pari a:

$$P_{pump} - P_{sea} = \left[\frac{Q_{permeato}}{K_f} + P_{sea} \cdot \left(\frac{1}{1 - rapporto\ di\ recupero} - 1\right)\right]$$

Essendo la potenza minima teorica richiesta per far avvenire la filtrazione attraverso la membrana pari a:

$$Pot_{min} = \frac{Q_{permeato}^2}{K_f}$$

La potenza superflua richiesta dallo schema di dissalazione illustrato è:

$$\operatorname{Pot}_{\sup} = Q_{permeato} \cdot \left[\frac{P_{sea} \cdot \left(\frac{1}{1 - rapporto \ di \ recupero} - 1 \right)}{rapporto \ di \ recupero} + \frac{Q_{permeato}}{K_f} \left(\frac{1}{rapporto \ di \ recupero} - 1 \right) \right]$$

Nella somma, il termine a sinistra è legato alla quota energetica da fornire in più per vincere la pressione osmotica alla membrana, che nel caso ideale è nulla poiché non si ha un aumento di concentrazione salina nella camera filtrante. Ciò mette in evidenza come con la configurazione adottata non sia possibile spingersi verso rapporti di recupero prossimi ad 1 (ovvero trasformare tutta l'acqua salata in ingresso in permeato). Il secondo termine invece è legato alla quota energetica da fornire in più per pompare e far circolare fino allo scarico la salamoia prodotta, quota energetica non presente nel caso ideale di filtrazione a potenza minima. Le due quote hanno andamento sostanzialmente opposto al variare del rapporto di recupero, esisterà dunque un valore ottimo che minimizza la potenza superflua per la filtrazione richiesta alla pompa. Da qui emergono i principali svantaggi dell'osmosi inversa, ovvero che il volume di acqua salina pompato deve necessariamente essere sufficientemente maggiore a quello del permeato, in quanto rapporti di recupero elevati si traducono in un deciso aumento della pressione osmotica da vincere alla membrana.



Figura 43 schema impianto avanzato a osmosi inversa [43].

In figura è mostrata una configurazione alternativa di dissalazione per osmosi inversa che ha lo scopo di minimizzare la potenza superflua richiesta nel processo in questione. In questa configurazione si hanno più camere filtranti poste in serie (di solito 6-7), con lo scarico di una coincidente con l'alimentazione della successiva e si ha una turbina allo scarico del dispositivo che alimenta una pompa ausiliaria di alta pressione posta in parallelo a quella principale, recuperando parte di energia altrimenti dispersa. Per quanto riguarda le camere in serie, si ha che il primo modulo filtra circa il 10% dell'acqua salata in ingresso, trasformandola in permeato. La restante acqua salata più concentra alimenta la camera successiva, producendo ulteriore permeato. Nel passare da uno stadio al successivo si ha un aumento di concentrazione e quindi un aumento di pressione osmotica che si oppone al flusso attraverso la membrana, la pressione imposta dalla pompa invece rimane pressoché costante in ogni camera [43].

Dato che il flusso di permeato in uno stadio è proporzionale alla differenza fra pressione imposta dalla pompa e pressione osmotica, lo stadio più performante è il primo. Man mano le performance vanno diminuendo passando da uno stadio al successivo, diventando minime nell'ultime. Il vantaggio di un numero sufficiente di moduli in serie è praticamente l'eliminazione della quota energetica superflua per vincere la pressione osmotica alla membrana che si aveva nel caso di singolo stadio. L'ultimo stadio praticamente non produce permeato poiché la potenza osmotica che si oppone al passaggio nella membrana e circa uguale alla pressione imposta dalla pompa. Inoltre, gli stadi più produttivi sono quelli con una concentrazione della salamoia minore, essendo le membrane caratterizzate da una inefficienza dello 0.5%-1% nel filtraggio questo significa un permeato di qualità migliore rispetto alla configurazione a singolo stadio [43].

2.2.9. Osmosi diretta (FO)



Figura 44 schema osmosi diretta (FO) [44].

Recentemente la tecnica di dissalazione dell'osmosi diretta ha attratto un'attenzione sempre maggiore, sia a livello accademico che commerciale, e investimenti visto il suo potenziale. Il processo si basa sul fenomeno spontaneo dell'osmosi diretta, che non è altro il metodo a basso costo energetico con cui alberi e piante assorbono acqua dal terreno. Questa avviene quando due soluzioni a pressione osmotica diversa (o in maniera equivalente nel caso di soluzioni con stesso soluto ma concentrazione diversa) separati da una membrana filtrante, che nel caso delle piante è rappresentata dalle loro pareti cellulari [44].

La recente attrattività dell'osmosi diretta sta proprio nel fatto che tale tecnica è da sempre, spontaneamente e ampiamente presente in natura. Può inoltre essere utilizzata in combinazione con altri processi dissalatori e può venire alimentata da fonti energetiche rinnovabili. La dissalazione per osmosi diretta richiede sempre almeno due passaggi, il primo l'osmosi diretta vera e proprio, il secondo consiste nell'estrarre l'acqua dolce assorbita dall'agente osmotico dall'acqua da dissalare, così come mostrato in figura. I passaggi successivi all'osmosi diretta in sé e per sé dipendono dalla natura dell'agente osmotico, che sostanzialmente funge da vettore come era per l'aria secca nella dissalazione per umidificazione/essiccamento. L'estrazione dell'acqua dolce dall'agente osmotico può avvenire termicamente, per precipitazione, per osmosi inversa o anche per via magnetica [44].

Nel caso in cui il secondo l'estrazione avvenga termicamente, si potrebbe avere un processo evaporativo come, ad esempio, un processo di dissalazione MED o MSF. I vantaggi associati sarebbero riduzione di incrostazioni e temperature operative maggiori. Un altro medo di estrazione termica sarebbe quella di usare dei sali termolitici (ovvero con una temperatura di evaporazione inferiore a quella dell'acqua in cui sono disciolti) come agente osmotico, i quali riscaldandosi si decompongono in gas volatili, come è il caso della CO2 o dell'ammoniaca. La decomposizione termica permette di avere agenti osmotici a pressione osmotica molto elevata, dato che poi l'estrazione di acqua dolce dalla miscela non avviene per separazione con membrana come l'osmosi inversa [44].



Figura 45 schema avanzato impianto a osmosi diretta con distillazione termica dell'agente osmotico [44].

In figura è mostrata uno schema impiantistica di osmosi diretta leggermente più complesso. Nell'anello interno che passa per condensatore, distillatore e osmosi diretta circolano gli agenti osmotici CO2 e ammoniaca, più concentrati nella cella che si interfaccia con l'acqua salata e dove assorbe acqua dolce per osmosi diretta. Nel distillatore vengono fatti evaporare gli agenti osmotici che poi tornano nella fase liquido nel condensatore, ripetendo il ciclo. Nel distillatore, una volta evaporati gli agenti osmotici, rimane acqua pressoché dolce, ai fini di un ulteriore depurazione questa viene filtrata per osmosi inversa, processo economico per via delle basse concentrazioni. Lo scarico dello stadio a osmosi inversa manda la soluzione di scarto all'alimentazione dello stadio a osmosi diretta. Il brine stripper viene utilizzato per recuperare eventuali agenti osmotici mescolatisi nello stadio a osmosi diretta o in quello a osmosi inversa con la salamoia di scarico [44].

2.2.10. Dissalazione per elettrodialisi (ED)



Figura 46 schema dissalazione per elettrodialisi (ED) [45].

La dissalazione per Elettrodialisi è un processo di separazione elettrochimica, impiegata da circa 50 anni per dissalare acqua salmastra in impianti di piccola e media scala. La dissalazione avviene sostanzialmente rimuovendo gli ioni disciolti nell'acqua salata tramite corrente elettrica continua.

Gli ioni negativi presenti in soluzione migrano verso anodo passando attraverso membrane selettive permeabili agli anioni, invece gli ioni positivi migrano verso il catodo passando attraverso membrane selettive permeabili ai cationi. In genere si hanno più membrane selettive, disposte in maniera alternata. Fra questi sono frapposti dei canali in plastica in cui score l'acqua salata che man mano che scorre viene separata dagli ioni in essa disciolti, diventando acqua dolce alla fine del canale. Da lì viene poi indirizzata in un bacino di raccolta. I consumi energetici di una unità ED sono intorno a 0.7-2.5 kWh/m³ di acqua dolce nel caso l'acqua salata di alimentazione abbia concentrazione di 25 g/kg. Raddoppiando la salinità, in consumi salgono a 2.64-5.5 kWh/m³ [45].

2.3. Confronto performance produttive, ambientali ed energetiche

Di seguito è proposto un confronto fra le principali tecniche di dissalazione esposte, in particolare per quanto riguarda le possibili salinità di lavoro, la qualità dell'acqua prodotta, l'energia richiesta, la resa energetica, l'impatto ambientale e i costi. Compare anche un metodo relativamente molto recente, in fase di sviluppo ma decisamente promettente, che si fonda su alcuni particolari materiali - peraltro economici -come la silica gel, in grado di assumere comportamento idrofilo o idrofobico a seconda della temperatura a cui si trovano.



Figura 47 Salinità di lavoro per diverse tecniche di dissalazione [46].

Il grafico riportato mostra in blu la massima salinità di lavoro di ogni tecnologia, in rosso la salinità dell'acqua dolce prodotta (la prima è riportata in migliaia di ppm, la seconda invece in ppm, ovvero parti per milione). Le sigle sulle ascisse stano per: multi-stage flash distillation (MSF), multiple-effect distillation (MED), vapour compression distillation (MVC), humidification - dehumidification desalination (HDH), solar distillation (SD), freezing (Frz), reverse osmosis (RO), forward osmosis (FO), electro-dyalysis (ED) e adsorption technology (Ads) [46].

In base alla concentrazione, l'acqua salata di alimentazione può essere categorizzata in acqua salmastra, se con una salinità compresa tra 1000 e 25000 ppm, altrimenti acqua di mare, ovvero maggiore di 25000ppm. Le tecniche in grado di dissalare acque con la concentrazione maggiore sono l'MSF e la dissalazione per adsorbimento, producendo tra l'altro acqua dolce con una qualità fra le migliori.



Figura 48 confronto consumi energetici di natura elettrica e di natura termica da fonti fossili di diverse tecniche di dissalazione. Adattata da [46].



Figura 49 Stima emissioni inquinanti per diverse tecniche di dissalazione [46].

L'istogramma riportato mostra l'energia, sia termica che elettrica, fornita dall'esterno per il funzionamento del dispositivo. Si ha che la Solar Distillation ha un consumo energetico nullo (non necessita di ausiliari, l'energia solare non è stata conteggiata). La dissalazione per adsorbimento ha anch'essa un consumo minimo, in quanto impiega solo calore a bassa temperatura, abbondantemente reperibile da fonti rinnovabili o come scarto da processi industriali, senza richiedere un utilizzo intensivo di ausiliari meccanici. Il diagramma a torta mostra invece l'impatto ambientale, in termini di emissioni di CO2, delle tecniche di dissalazione maggiormente diffuse. Si ha che la Solar Distillation ha un impatto nullo. In caso di alimentazione termica si è considerato un tasso di emissione per energia termica consumata pari a $6.42 \cdot 10^{-5} tCO_2/MJ$. In caso di alimentazione elettrica si è assunto tale tasso pari a $0,4612 tCO_2/MWh$. Fra le tecniche di dissalazione menzione a inizio paragrafo, oltre alla Solar Distillation, la meno inquinante risulta la dissalazione per adsorbimento [46].

2.4. Confronto perfomance exergetiche

Di seguito è invece riportato il consumo di energia primaria, ovvero di energia presente in natura e non derivante dalla trasformazione di nessun'altra forma di energia. Per valutare i consumi di più dispositivi in maniera equa si considererà un impianto di fornitura energetica comune alimentato da combustibile, in grado di produrre sia calore che lavoro (come è il caso di un impianto di cogenerazione). Ciò al fine di poter tenere conto del diverso impatto che hanno le trasformazioni per poter ottenere energia elettrica piuttosto che termica. In questa maniera il confronto avverrà su base exergetiche, ovvero stabilendo una fonte energetica comune e convertendo i consumi elettrici e termici in grandezze energetiche equivalenti e termodinamicamente omogenee fra loro. Inoltre, si lavorerà con grandezze non interne al ciclo di dissalazione, e quindi affette da rendimenti meccanici, organici e via dicendo [47].

I limiti dell'analisi exergetica condotta sono di natura economica, per poter valutare infatti la tecnologia più adatta in un contesto specifico è necessario includere costi che possono variare significativamente da regione a regione. Come condizioni operative si sono assunte quelle tipiche della regione del Golfo Arabico. Anche configurazioni ed equipaggiamenti d'impianto sono quelli

tipici della regione, tuttavia i dati ottenuti rappresentato un utile benchmark per istallazioni in altre località.

È necessario inoltre tenere conto della tipologia di impianto energetico per quanto riguarda l'energia primaria, infatti questo può influenzare abbastanza i risultati (es. se impianto cogenerativo o impianto fotovoltaico). Nel caso in cui in un impianto riceva energia termica a partire da una fonte primaria diversa da quella da cui ottiene energia elettrica, i risultati di seguito esposti non sono adeguati a valutarne le prestazioni. L'analisi da condurre per avere valori accurati riguardo un determinato impianto di dissalazione dovrebbe essere condotta caso per caso e basandosi su una efficienza di seconda legge economica [47].



Figura 50 Consumi specifici di energia primaria di diverse tecniche di dissalazione in base all'impianto di fornitura energetica. Con l'asterisco sono indicati i sistemi non validati [47].



Figura 51 Rendimento di seconda legge in termini di energia primaria di diverse tecniche di dissalazione. CSP sta per concentrated solar power. I sistemi non validati sono indicati con un asterisco [47]

La prima figura riportata mostra i consumi di energia specifica primaria in funzione della tecnologia di dissalazione. Nel caso di impianto cogenerativo essa coincide con la quantità di energia termica associata al combustibile per ogni metro cubo di acqua dolce prodotta. Per le altre tipologie di impianto energetico i valori di energia specifica primaria si riferiscono sempre a energia termica associata al medesimo combustibile, non sono legate all'energia solare incidente o all'energia chimica. La seconda figura riportata mostra invece il rendimento di seconda specie, ottenuto come rapporto fra energia specifica utile equivalente e l'energia specifica totale equivalente necessaria per far funzionare il dissalatore.

Nelle condizioni operative esaminate, l'osmosi inversa si dimostra essere la tecnica di dissalazione più efficiente in termini di energia primaria, con un rendimento intorno a 20.6%, circa il doppio di un impianto MED nel caso in cui la fonte energetica sia un impianto cogenerativo. L'osmosi diretta, se validata su scala maggiore, risulta avere pressoché le stesse performance dell'osmosi inversa. È interessante il confronto tra MVC e MED. Infatti, se analizzati in termini puramente energetici e internamente al ciclo, il primo risulta più performante del secondo. In termini di energia primaria invece la situazione si ribalta (nei grafici riportati sono riportate le tecniche esaminate più efficienti, MEDT sta per MED-TVC) [47].

Dai risultati ottenuti si evince come il divario fra la dissalazione su base termica e quelle via membrana si riduca significativamente ragionando in termini di energia primaria, che consente un confronto termodinamicamente corretto fra le due. Inoltre, l'impianto energetico ha un impatto non trascurabile sulle prestazioni dei vari tipi di impianto dissalatore. Da ciò si evince come l'assunzione secondo cui l'estrazione di vapore ha effetti trascurabili sul rendimento exergetico possa portare a stime inaccurate. Le performance esaminate verranno poi prese come riferimento per valutare la competitività del dispositivo trattato in questo lavoro di tesi, confrontandolo in prima battuta con le tecnologie di dissalazione passiva allo stato dell'arte.

2.5. Diffusione attuale e trend di mercato delle tecniche di dissalazione

In "The global status of desalination: An assessment of current desalination technologies, plants and capacity" di Joyner Ekea et al. [48] viene data una panoramica delle tecnologie di dissalazione più diffuse. L'analisi condotta da Joyner et al copre un arco temporale di oltre 6 decenni, ovvero dal 1960 ad oggi e si basa su valutazioni di natura statistica ed economica, con l'obiettivo di prevedere i futuri sviluppi in questo ambito. Emerge in particolare che a partire dal 2010 si è avuto annualmente un tasso di crescita costante in termini di capacità dissalatrice globale pari al 7%. Sebbene gli impianti di grande taglia siano pochi, questi rappresentano la quota maggiore in termini di capacità dissalatrice. Si è registrata un netto sviluppo nella diffusione di impianti dissalatori in regione prima estranee a tali tecnologie. Sino ad oggi gli impianti di dissalazione erano stati confinati in zone desertiche, povere di risorse sia di superficie e che sotterrane. Gli sviluppi tecnologici odierni e la scarsità d'acqua dolce hanno tuttavia condotto le comunità costiere a valutare la dissalazione come nuovo mezzo per rifornirsi d'acqua.



Figura 52 Distribuzione globale di grandi impianti di dissalazione, classificati in base alla tipologia di acqua di alimentazione, tecnologia e capacità in m²/giorno [49].

Cronologicamente le prime tecnologie di dissalazione a diffondersi in termini impiantistici sono state la distillazione a effetto multiplo (MED) nel 1930, la distillazione flash a più stadi (MSF) nel 1957 e l'osmosi inversa (RO) nel 1965. Nel tempo le tecniche di dissalazione sono diventate competitive sia sul fronte economico, energetico che ambientale [48].



Figura 53 Evoluzione temporale della capacità globale in m³/giorno [50].

Dall'articolo citato di Joyner Ekea et al [48] si evince che sono oggetto di ricerca negli ultimi anni nuove tecniche di dissalazione potenzialmente applicabili su scala impiantistica, come ad esempio la distillazione via membrana (MD) e l'osmosi diretta (FO). Si sta avendo anche lo sviluppo di una nuova serie di pretrattamenti delle acque tali da incrementare l'efficienza della dissalazione, come ad esempio l'ultrafiltrazione (UF) o la filtrazione ionica (IF).

Si sta valutando la combinazione di diverse tecniche di dissalazione così da ottenere un incremento in termini di efficienza, unendone i punti di forza e superando i rispettivi deficit. Un esempio sono le tecniche MSF-MED, MED-adsorbimento (MED-Ads) e il RO-MSF. I differenti consumi energetici tra le tecnologie di dissalazione sono determinanti per decretare il successo di una sull'altra, in particolare al momento circa il 69% degli impianti di dissalazione si basa sull'osmosi inversa e la maggior parte degli impianti in costruzione si basa su tecnologie di dissalazione a membrana. Per quanto riguarda le tecnologie termiche MSF e la MED, queste rappresentano rispettivamente il 18% e il 7% dell'attuale capacità dissalatrice globale.



Figura 54 composizione attuale della capacità dissalatrice globale [49].

Nonostante lo sviluppo e la fama della dissalazione via membrana, l'osmosi inversa richiede un'energia specifica di circa 1.5-4 kWh/m^3, abbastanza maggiore del valore minimo di 0.9 kWh/m^3 previsto dalla termodinamica. Inoltre, un valore decisamente maggiore rispetto alle energie richieste per il trattamento di acqua non salate, ovvero da fiume e da lago. Lo stesso vale, in misura minore, rispetto al trattamento dell'acqua salmastra.

Fra i motivi per cui gli impianti a osmosi inversa non hanno dominato completamente il mercato vi è uno dei suoi punti deboli, ovvero l'incrostazione delle membrane (soprattutto di natura organica, inorganica e microbiotica) – fenomeno non presente nelle tecniche di dissalazione termica; da qui deriva l'esigenza del pretrattamento dell'acqua per ottenere membrane più durature ed efficienti. Per quanto riguarda invece la MSF e la MED, sono due tecniche di dissalazione su larga scala ormai mature. Sono accomunate dai medesimi indicatori di performance, correlati a loro volta al costo della dissalazione. La massima efficienza operazionale registrata sino adesso ammonta a 8.6 kg/2326 kJ per un impianto MSF da 24 stadi con stadio a massima temperatura pari a 110°C, invece a 14.6 kg/2326 kJ per un impianto MED a 16 effetti con stadio a massima temperatura pari a 70°C [49].

I due punti deboli della MSF sono la corrosione e la formazione di scaglie, quest'ultime limitano la trasmissione di calore e quindi le prestazioni. Si è pensato all'aggiunta di agenti anti-cristallizzanti, ma questi portano con sé ulteriori problematiche incidenti sulle performance dell'impianto. Per quanto riguarda la corrosione invece sono stati scoperti di leghe resistenti a tale fenomeno, impiegate in particolare nei punti critici – ovvero in corrispondenza delle superfici di scambio termico. Anche la MED patisce la corrosione, quest'ultima limita il numero di effetti a un massimo di 12 con stadio a massima temperatura pari a 65°C. Al fine di limitare le problematiche associate, negli impianti MSF e MED viene solitamente pretrattata l'acqua in ingresso, riducendone la durezza [49].

Oggi la ricerca e il mercato sono focalizzati nella scoperta di tecniche di dissalazione sempre più economiche e a basso impatto ambientale, nell'articolo Solar Powered Desalination – Technology, Energy and Future Outlook, Desalination di Ahmed Farah et al. [51] si prospettano come candidate ideali le tecniche a osmosi inversa e la distillazione a membrana, entrambi alimentate da energia solare.



Figura 55 Numero di pubblicazioni annuali in base alla tecnologia di dissalazione [49].

Il grafico mostra il numero di pubblicazioni scientifiche annuali a seconda della tecnica di dissalazione. La voce "Others" in legenda fa riferimento a dissalazione per Umidificazione-Essiccamento, Solar Stills e Compressione di Vapore. Emerge al momento un forte interesse verso l'ulteriore sviluppo dell'osmosi inversa e di nuove tecniche emergenti (Nano-Filtrazione, Osmosi Diretta, Distillazione via Membrana). Ad oggi le altre tecnologie di dissalazione tradizionale sono oggetto di un netto minore interesse. Il successo delle tecnologie a membrana risiede nelle riduzioni dei costi energetici, nella recente scoperta di nuovi materiali per la dissalazione, economici ma anche efficienti. Tuttavia, buona parte degli studi per ottimizzare le tecniche di dissalazioni sono stati effettuati su piccola sala (e.g. laboratorio).

3. Modellazione del prototipo di dissalatore passivo

Il dispositivo oggetto di studio di questo lavoro di tesi è il dissalatore passivo, modulare, low-cost e ad alta resa ideato nel 2018 dal gruppo di ricerca SMaLL, presso il Politecnico di Torino. L'obiettivo è modellarne, analizzarne e possibilmente ottimizzarne il funzionamento.

Si tratta di un dispositivo multistadio. Ogni stadio è costituito da una membrana microporosa idrofobica interposta tra due strati idrofilici, ognuno di quest'ultimi rispettivamente a contatto con una lamina ad elevata conducibilità termica in alluminio. La membrana idrofobica previene la contaminazione fra lo strato idrofilico evaporatore e quello condensatore. Non sono presenti ausiliari elettromeccanici. Modelli teorici prevedono la possibilità di più che raddoppiare l'attuale quantità di acqua dolce prodotta dal dispositivo. Alla base della relativa resa energetica vi sono i recenti sviluppi nel campo dei nano materiali, che hanno permesso la minimizzazione delle perdite termiche e l'ottimizzazione nell'assorbimento delle radiazioni solari per produrre vapore, con efficienza intorno al 90%. Nonostante ciò, è inevitabile termodinamicamente che buona parte del calore assorbito venga poi rilasciato nell'ambiente. Il recupero di parte di quest'ultimo richiederebbe l'impiego di componenti attivi [52].

Per avere un'elevata produttività è cruciale impiegare il più volte possibile lo stesso calore per fare avvenire l'evaporazione in più stadi. Ciò è possibile trasmettendo il calore rilasciato durante la condensazione in uno stadio allo strato dello stadio successivo in cui avviene l'evaporazione. La circolazione dell'acqua nel dispositivo avviene grazie a un sistema di tessuti capillari. Non sono necessarie elevate temperature per il funzionamento del dispositivo.

Il processo di dissalazione nel dispositivo avviene quindi secondo le seguenti fasi:

- L'acqua salata viene assorbita sotto l'effetto della pressione capillare, andando a bagnare lo strato idrofilico evaporatore;
- La radiazione solare, convertita in calore dai pannelli in TiNOX, induce l'evaporazione dell'acqua salata e stabilisce un gradiente termico fra evaporatore e condensatore.



Figura 56 schematizzazione stadio produttivo dissalatore [52].

 Per via dell'influenza del gradiente termico maggiore di quella del gradiente salino, come mostrato in figura, la pressione di vapore nell'evaporatore è maggiore della pressione di vapore nel condensatore. Si genera così un flusso costante dallo strato evaporatore a quello condensatore, dove il vapore proveniente dall'acqua salata condensa per via del calore ivi sottratto;

- Nel condensare, il calore latente di evaporazione viene trasmesso, nel caso di stadi intermedi, allo strato evaporatore successivo, alimentando il processo di distillazione nello stadio successivo. Viceversa, nel caso dello stadio finale, il calore viene rilasciato attraverso il radiatore nell'ambiente esterno;
- Il distillato dei vari stadi viene infine convogliato per gravità di un bacino di raccolta.

La membrana idrofobica interposta fra i due strati idrofili può anche non essere presente, tuttavia garantisce una maggiore purezza del distillato, permettendo di ridurre al minimo lo spazio fra strato evaporatore e quello condensatore. Nel caso di dispositivo multistadio, sono fondamentali dimensioni compatte dei singoli stadi. L'acqua salata non può scorrere verso quella dolce per via delle forze capillari che si oppongono alla gravità. Al fine di limitare le perdite di calore, tra l'assorbitore solare e l'ambiente è interposto uno strato trasparente, termicamente isolante e limitatore localmente di eventuali moti convettivi. Alla base del dispositivo invece, a contatto con il mare, è posto un radiatore in alluminio che ha il compito di smaltire verso l'esterno il calore emesso dalla condensazione nell'ultimo stadio [52].

I test sperimentali condotti sia in laboratorio che all'aperto, con dispositivi con un numero diverso di stadi e con configurazioni diverse e acqua da dissalare con concentrazione intorno a 35 g/l, mostrano un mantenimento delle buone performance del dispositivo a seconda della casistica. È emersa una buona conformità dei risultati sperimentali con quelli teorici, motivo per il quale si è utilizzato il modello sviluppato per predire le performance del dispositivo in ulteriori differenti condizioni di funzionamento. Per un dispositivo a 10 stadi si è stimata una produttività di $6 l/(m^2 \cdot h)$ con una irradianza pari a 900 W/m^2 , anche con acqua ad elevata salinità, difficili da distillare [52]. La maggior parte dei dissalatori passivi recenti ha una produttività inferiore alla metà. Tale risultato è inoltre ben maggiore del limite produttivo termodinamico per un dispositivo monostadio, che nel caso di 1000 W/m^2 è pari a $q_{solar}/\Delta h_{LV} \approx 1.47 l/(m^2 \cdot h)$

Una criticità nel funzionamento del dissalatore è l'accumulo di sale nell'evaporatore. Una soluzione proposta nel paper citato [52] consiste nel bacino di risciacquo mostrato in figura:



Figura 57 Test sperimentali inerenti alla salinità in caso di presenza o meno di un sistema di risciacquo [52].

In figura a, si ha sulla destra un bacino per il risciacquo degli strati idrofili evaporatori, a cui risulta connesso grazie a ulteriore tessuto idrofilo. Il bacino è vuoto durante il giorno, la notte invece viene riempito d'acqua a bassa concentrazione. Il relativo svuotamento avviene grazie al lieve dislivello altimetrico rispetto al mare. In figura b sono mostrati i risultati da laboratorio relativi alla variazione di distillato prodotto da un dispositivo a tre stadi, a seconda che vi sia o meno il bacino per il risciacquo. Nel caso di diffusione passiva, in assenza del bacino, dopo circa cinque giorni si ha un dimezzamento del distillato prodotto. Con bacino di risciacquo invece la diminuzione di performance rimane pressoché costante nel tempo e si attesta attorno al 15% [52].

Nel dimensionamento del dispositivo, oltre al processo di rimozione del sale, risultano cruciali l'altezza dei singoli stadi, materiali impiegati, isolamento termico, nonché assemblaggio degli strati idrofilici e delle membrane. I recenti sviluppi nei materiali e nelle tecnologie, con proprietà antiostruzione, in particolare per quanto riguarda il deposito di sale, potrebbero portare a un dispositivo passivo di scala industriale [52].



3.1. Geometria

Figura 58 Sezione del prototipo di dissalatore passivo [53].



Figura 59 Micrografie SEM di tessuto idrofilico [54].

L'analisi verrà condotta modellando gli strati idrofilici come dei capillari a gomito, con un tratto verticale e uno successivo orizzontale. Le prestazioni ottenute dallo studio del modello a singolo capillare verranno ricondotte al mezzo poroso, esprimendo grandezze caratteristiche del primo caso in funzione dei parametri geometrici del mezzo poroso, ovvero spessore s, altezza H, lunghezza L e larghezza B, illustrati nella figura successiva.



Figura 60 parametri caratteristici della geometria di uno stadio del dissalatore.

Presa in esame una sezione del mezzo poroso, viene definita la grandezza caratteristica porosità ε , ottenuta dal rapporto tra superficie utile al passaggio dell'acqua e la superficie totale della sezione considerata. Per stimarne un valore da adottare nella simulazione, si farà riferimento agli studi di Carl Friedrich Gauss, il quale dimostrò che, nel caso di condotti circolari disposti su un piano, la disposizione a massimo impacchettamento risulta quella esagonale, con i cerchi uguali disposti su un reticolo esagonale [55].



Figura 61 disposizione a massimo impacchettamento esagonale di cerchi [55].

La densità associata alla configurazione in figura in termini di occupazione del piano risulta pari a $\varepsilon_{MAX} = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \approx 0.9069$. Quest'ultimo valore verrà preso come valore di riferimento per l'analisi condotta, riferendosi a materiali con porosità prossima a quella massima possibile [55].

Si modellerà il generico stato del dispositivo considerando la radiazione termica per unità di superficie uniforme in tutto il tessuto esaminato. Il vapore formatosi nello stadio si considererà completamente condensato nello strato condensatore, non entrando nel dettaglio della relativa fisica. Si esaminerà cosa accade al variare della radiazione termica, data in input come dato noto, senza analizzare come potrebbe variare la trasmissione di questa da uno stadio all'altro al variare di altre grandezze caratteristiche.

Il lavoro di tesi sarà particolarmente focalizzato sul sistema di distribuzione dell'acqua fondato sulla pressione capillare dei materiali porosi, analizzandone il funzionamento, mettendone in evidenza peculiarità e limiti. Si valuteranno possibili soluzioni alle criticità riscontrate come l'accumulo di sale o il compromesso nella dimensione dei capillari, sufficientemente piccoli da garante un adeguato carico, ma non al punto tale da rendere le perdite viscose insostenibili.

3.2. Bilancio pressioni



Figura 62 Equilibrio all'interfaccia liquido-aria [56].

La dinamica relativa flusso verticale in un capillare è coinvolta in numerosi processi biologici e geofisici, come il flusso attraverso mezzi porosi. La forza capillare è legata all'energia superficiale all'interfaccia fra più sostanze e deriva dalla minimizzazione dell'energia potenziale totale del sistema, minimo a cui è associata la condizione di equilibrio.

Definendo il fattore di diffusione S e il fattore di impregnamento I [56]:

$$S = \gamma_{SV} - (\gamma_{SL} + \gamma_{LV})$$
$$I = \gamma_{SV} - \gamma_{SL} = \gamma_{LV} \cos \theta$$

L'espressione di I è ottenuta da un bilancio delle forze alla linea di contatto, dove γ sono le energie interfacciali per unità di superficie, in $[J/m^2]$. I pedici stanno per: S solido (le pareti del capillare), L per liquido e V vapore (in prossimità del pelo libero).

La condizione di equilibrio è data da [56]:

$$I = S + \gamma_{\rm LV}$$

Noto I, è possibile ricavare l'angolo di contatto θ . La condizione di impregnamento/idrofilicità del capillare è legata a un I>0, da cui deriva un valore dell'angolo di contatto compreso tra 0 e 90° (misurato come in figura, angoli di contatto negativi non sono realizzabili in questa configurazione). Un angolo di contatto prossimo a 0° è caratteristico dei materiali idrofilici, aventi la tendenza a impregnarsi d'acqua. Un angolo di contatto maggiore di 90°, derivante da un I<0, è invece caratteristico dei materiali idrofobici, aventi la tendenza a respingere l'acqua. È possibile notare come il fattore I dipenda unicamente dalle energie superficiali, e quindi dai materiali scelti. Lo stesso vale per l'angolo di contatto θ . In un capillare verticale è inoltre possibile prevedere la quota H raggiunta dal menisco a partire dall'espressione dell'energia potenziale totale del sistema [56]:

$$U_{tot} = U_{superficiale} + U_{gravitazionale} = (\gamma_{SL} - \gamma_{SV})2\pi aH + \frac{1}{2}\rho ga^2\pi H = -2\pi aH \cdot I + \frac{1}{2}\rho ga^2\pi H$$

In cui ρ è la densità del liquido, I il fattore di impregnamento, a il raggio del capillare, g l'accelerazione di gravità.


Figura 63 Altezza H di equilibrio [56].

La condizione di minimo $\frac{\partial E}{\partial H} = 0$ è raggiunta per:

$$H = 2\frac{\gamma_{\rm LV}\cos\theta}{\rho ga} = \frac{2\,\sigma\cos\theta}{\rho ga}$$

Quest'ultima non è altro che la legge di Jurin [57], con σ la tensione superficiale in [N/m].

Per quanto riguarda invece la salita del fluido nel capillare, è possibile studiarne l'evoluzione a partire dalla conservazione della quantità di moto, si ha [56]:

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho \overline{\nu} + \int_{S} \rho \overline{\nu} \otimes \overline{\nu} = \sum_{i} \overline{F_{i}}$$

In cui $\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho \overline{v}$ rappresenta la variazione totale di quantità di moto nel volume di controllo identificato, $\int_{S} \rho \overline{v} \otimes \overline{v}$ invece quantifica lo scambio avvettivo di quantità di moto alla frontiera. $\sum_{i} \overline{F_{i}}$ è esprimibile come:

$$\sum_{i} \overline{F_i} = \int_{\partial \Omega} \overline{\overline{S}} + \int_{\Omega} \rho \overline{g}$$

In cui \overline{S} è il tensore degli sforzi, il cui integrale di superficie fornisce la variazione di quantità di moto indotta dalle tensioni normali e di taglio agenti sulla frontiera del volume di controllo. L'integrale in cui compare l'accelerazione di gravità \overline{g} è invece legato alla variazione di quantità di moto indotta dalle forze di volume. Si giunge quindi a:

$$\frac{d}{dt}\int_{\Omega}\rho\overline{\nu} = \int_{\partial\Omega}\bar{S} + \int_{\Omega}\rho\overline{g} - \int_{S}\rho\overline{\nu}\otimes\overline{\nu}$$

In 1D è possibile ricondurre l'espressione precedente a:

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho v = \int_{\gamma} \overline{\sigma} + \int_{\partial \Omega} \overline{\tau}_{v} + \int_{\Omega} \rho g - \int_{S} \rho v^{2}$$

Dove $\int_{\gamma} \overline{\sigma}$ è l'integrale di linea della tensione superficiale lungo il bordo del menisco, $\int_{\partial\Omega} \overline{\tau}_v$ è l'integrale di superficie relativo alle forze di taglio legate allo scorrimento viscoso che si ha alla frontiera del volume di controllo. Gli ultimi due integrali citati derivano dallo sviluppo dell'integrale di superficie in cui compare \overline{S} .



Figura 64 Illustrazione del volume di controllo a cui applicare la conservazione della quantità di moto, ovvero porzione di capillare tra menisco e imbocco.

Svolgendo i singoli integrali, tenendo conto del verso delle forze e della geometria del volume di controllo illustrato nella figura precedente, essendo $v = \dot{z} = \frac{dz}{dt}$, si ottiene [56]:

$$(\mathbf{m} + m_a)\ddot{z} = 2\pi a\,\sigma\cos\theta + 2\pi a z\tau_v - mg - \pi a^2 \frac{1}{2}\rho \dot{z}^2$$

In cui la massa m è la massa della colonna, m_a è la massa aggiunta che domina le dinamiche sul breve termine ed è presente per via del moto del menisco, il che comporta una frontiera non fissa del volume di controllo. Il termine con σ è legato alla forza capillare, il termine con τ_v alle forze viscose, il termine con g alla forza di gravità, il termine in cui compare \dot{z}^2 è legato alla pressione dinamica.

Considerando flusso laminare completamente sviluppato, si ha [56]:

$$\tau_v = \mu \frac{du}{dr}|_{r=a} = -\frac{4\mu}{a}\dot{z}$$

Per quanto riguarda invece la massa m della colonna d'acqua, si ha che questa è uguale a:

$$m_c = \pi a^2 z \rho$$



Figura 65 Schema per ricavare l'espressione della massa aggiunta [56].

La massa aggiunta m_a si può stimare dalla variazione di energia cinetica nell'intero volume del sistema, incluso il mare, in seguito a un movimento del menisco pari a Δz . Si ha che:

$$\Delta E_k = \Delta \left(\int_{vol\ tot} \rho v\ dv \right)$$

La massa totale del sistema è:

$$m_{tot} = m + m_0 + m_\infty$$

m è la massa della colonna d'acqua, caratterizzata da una velocità $v = \dot{z}$. m_0 è la massa della calotta emisferica posta all'imbocco, pari a $\frac{2\pi}{3}a^3\rho$ e caratterizzata anch'essa con buona approssimazione da una velocità pari $v_0 = \dot{z}$. m_{∞} è invece la massa di tutta l'acqua restante, avente velocità radiale v_r (r) che si estende a infinito tendendo a 0. Applicando la conservazione della portata tra l'imbocco del capillare e la generica calotta emisferica di raggio r, coassiale al capillare, è possibile ottenere l'espressione:

$$v_r(r) = \frac{a^2}{2r^2} \dot{z}$$

È possibile calcolare la massa d'acqua equivalente $m_{\infty,eq}$ che alla velocità \dot{z} alla medesima energia cinetica del resto dell'acqua m_{∞} , fluente alla velocità radiale $v_r(r)$. Posto dm = $\rho 2\pi r^2 dr$ [56]:

$$\frac{1}{2}m_{\infty,eq}\dot{z}^2 = \int_a^\infty \left(\frac{a^2}{2r^2}\dot{z}\right)^2 \rho \, 2\pi r^2 dr$$

Da cui:

$$m_{\infty,eq} = \frac{1}{2} \ \rho \pi r^3$$

Considerando che $m+m_0 + m_{\infty,eq}$ sono stati calcolati in maniera tale da condividere la stessa velocità \dot{z} uniforme al variare degli altri parametri, per quanto riguarda la variazione di energia cinetica del sistema si ha che:

$$\Delta E_k = \Delta \left(\int_{vol\ tot} \rho v\ dv \right) = \frac{1}{2} \Delta \left[(m_c + m_0 + m_{\infty,eq}) \dot{z}^2 \right]$$

Da cui:

$$\Delta E_k = \frac{1}{2} \Delta \left(\mathbf{m} + m_0 + m_{\infty}^{eff} \right) \dot{z}^2 + \frac{1}{2} \Delta \left(\mathbf{m} + m_0 + m_{\infty,eq} \right) 2 \dot{z} \Delta \dot{z}$$
$$\Delta E_k = \frac{1}{2} \Delta \left(\mathbf{m} + \frac{7}{6} \pi a^3 \rho \right) \dot{z}^2 + \frac{1}{2} \Delta \left(\mathbf{m} + \frac{7}{6} \pi a^3 \rho \right) 2 \dot{z} \Delta \dot{z}$$

L'espressione della massa aggiunta m_a , da ricavare per ottenere la massa equivalente del capillare dal punto di vista inerziale, è [56]:

$$m_a = \frac{7}{6}\pi a^3 \rho$$

Manipolando l'equazione del flusso capillare precedentemente ottenuta e tenendo conto dei passaggi illustrati, si ottiene in forma compatta [58]:

$$\left(z + \frac{7}{6}a\right)\ddot{z} = \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho a} - gz - \frac{1}{2}\dot{z}^2 - \frac{8\mu}{\rho a^2}z\dot{z}$$

3.3. Rendimento di trasmissione verticale

Considerando dei capillari verticali, si deve decidere la coordinata che definisce la posizione del menisco è possibile prendere come riferimento la quota del centro del menisco o la quota del bordo del menisco, in quanto non coincidono, da cui valori di carico gravitazionale associato leggermente diversi. Obiettivo dell'analisi di seguito riportata è stabilire quando e se è possibile trascurare la forma del menisco nel bilancio complessivo delle pressioni.



Figura 66 schema capillare con in risalto il menisco [59].

Considerato il menisco di un capillare, la relazione che sta alla base della relativa forma è la legge di Young [60]:

$$\Delta p(x) = 2\sigma H(x)$$

Con $\Delta p(x)$ la pressione a cui puntualmente è sottoposto il menisco, σ la tensione superficiale in [N/m] e H(x) la curvatura media, che può essere espressa in funzione dei raggi di curvatura principali:

$$H = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)$$

Per una superficie a simmetria assiale, com'è il caso del menisco in un capillare verticale, la curvatura media H(x) in funzione della distanza x dall'asse di simmetria è esprimibile secondo l'equazione differenziale [60]:

$$2H(x) = \frac{z''}{(1+z'^2)^{3/2}} + \frac{z'}{x(1+z'^2)^{1/2}}$$

 $\operatorname{Con} z' = \frac{\mathrm{d} z}{\mathrm{d} x} \operatorname{e} z'' = \frac{\mathrm{d}^2 z}{\mathrm{d} x^2} \,.$

In definitiva si ha:

$$\frac{\Delta p(x)}{\sigma} = \frac{z''}{(1+z'^2)^{3/2}} + \frac{z'}{x(1+z'^2)^{1/2}}$$

Stabilito un sistema di riferimento locale della coordinata verticale z, con origine in corrispondenza del centro del menisco, è possibile scomporre la pressione a cui puntualmente è sottoposto il menisco $\Delta p(x)$ in due componenti:



Figura 67 bilancio pressioni in prossimità dell'interfaccia. Adattato da [60]

Una costante, in arancione, indicata con $p_{trasmessa}$, è la componente di pressione per sostenere il carico esterno, è indipendente dal menisco. Una componente è invece variabile, in verde, e dipende dal menisco, in particolare dalla sua forma. Il carico variabile è dovuto alla pressione da fornire per sostenere localmente il carico gravitazionale causato dall'elevazione del menisco rispetto al suo centro. Nella figura è rappresentato in blu invece la pressione capillare legata alla tensione superficiale. Dunque:

$$\Delta p(x) = p_{trasmessa} + \rho gz$$

Ovvero:

$$\frac{p_{trasmessa} + \rho gz}{\sigma} = \frac{z''}{(1 + z'^2)^{\frac{3}{2}}} + \frac{z'}{x(1 + z'^2)^{\frac{1}{2}}}$$

SI ha che a fronte di una curvatura del menisco di un generico angolo di contatto θ , parte della pressione capillare è impiegata per sostenere il peso stesso del menisco e parte per sostenere una generica pressione esterna, identificata come pressione trasmessa.

La risoluzione dell'equazione differenziale associata al problema, a meno che non si facciano opportune ipotesi semplificative, non è di risoluzione immediata. Per questo motivo si è ricorso al solver numerico Ode45 di Matlab, impostando il codice come di seguito:

- Per x=0 si ha una singolarità, motivo per il quale non si può integrare numericamente a parte da tale valore. Si è allora preso come coordinata x iniziale ai fini dell'integrazione numerica un punto a una distanza minima dal centro, pari a circa $\Delta x = R/10^6$;
- Come condizioni al contorno si hanno z'(0)=0 e z(0)=0. È necessario calcolare di $z'(\Delta x)$ e $z(\Delta x)$, per poterli passare al solver come condizioni al contorno effettive. Approssimando la derivata prima con un rapporto incrementale in avanti, si ha:

$$\mathbf{z}'(0) = \frac{z_1 - z_0}{\Delta x} = 0$$

$$z(\Delta x) = z_0 = 0$$

- Per quanto riguarda la condizione z'(0)=0, è possibile utilizzarla esaminando l'equazione differenziale in esame per $x \rightarrow 0$:

 $\frac{p_{trasmessa}}{\sigma} = z'' + \frac{z'}{x}$

$$\frac{z'}{x}(x \to 0) = z''$$

Si ha:

$$z''(\mathbf{x} \to \mathbf{0}) = \frac{p_{trasmessa}}{2 \sigma}$$

Da cui:

$$z''(x \to 0) = \frac{z'_1 - z'_0}{\Delta x} = \frac{p_{trasmessa}}{2\sigma}$$
$$z'(\Delta x) = \frac{p_{trasmessa}}{2\sigma} \Delta x$$

Sebbene si prenda un Δx prossimo a 0, è necessario che $z'(\Delta x) \neq 0$, viceversa il solver darebbe come soluzione una curva piana;

- Definito Δx e ricavate le condizioni iniziali per il solver $z(\Delta x) = 0$ e $z'(\Delta x) = \frac{p_{trasmessa}}{2\sigma} \Delta x$, assumendo R come coordinata finale dell'intervallo di integrazione, si procede alla risoluzione numerica (il valore della pressione trasmessa è noto a priori, si analizza come cambia il menisco al variare di tale dato):

$$\begin{cases} v' = u \\ u' = \left[\frac{p_{trasmessa} + \rho g v}{\sigma} - \frac{u}{x(1+u^2)^{1/2}}\right] \left(1 + (1+u^2)^{3/2}\right) \end{cases}$$

Con u=z' e v=z

Ricavato integrando numericamente con ode45 l'andamento della soluzione z(x), essendo θ :

$$\theta = \frac{\pi}{2} - \tan^{-1} z'(R)$$

Definita la grandezza rendimento di trasmissione η_{tr} :

$$\eta_{tr} = \frac{p_{trasmessa}}{\frac{2\sigma\cos\theta}{R}}$$

È possibile ottenere una mappa di come varia η_{tr} al variare del diametro del capillare D e della pressione $\frac{2\sigma \cos \theta}{R}$ fornita dal capillare:



Figura 68 mappatura η_{tr} in funzione del diametro del capillare e della pressione totale fornita dal capillare

Per diametri maggiori a circa 3mm, il peso del menisco non è trascurabile. Un modo per ottenere dei risultati accurati, ai fini dell'equilibrio, è considerare per il calcolo del termine gravitazionale la quota del centro del menisco e moltiplicare la forza capillare per il rendimento di trasmissione mostrato.

Nel caso di piccoli diametri invece, è indifferente usare la quota del bordo o del centro del menisco per calcolare il carico gravitazionale. Dunque, $\eta_{tr} \approx 1$, ovvero il $p_{trasmessa} \approx \frac{2\sigma \cos \theta}{R}$. Se il peso del menisco è trascurabile, scompare il termine ρgz ed è possibile risolvere in forma esplicita l'equazione differenziale associata al menisco:

$$\begin{cases} \frac{p_{trasmessa}}{\sigma} = \frac{z''}{\left(1 + z'^2\right)^{\frac{3}{2}}} + \frac{z'}{x\left(1 + z'^2\right)^{\frac{1}{2}}}\\ p_{trasmessa} \approx \frac{2\sigma\cos\theta}{R} \end{cases}$$

Ovvero:

$$z = \frac{R}{\cos\theta} \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{x \, \cos\theta}{R}\right)^2} \right]$$

Da cui deriva una forma sferica con raggio $\frac{R}{\cos \theta}$.



Figura 69 Alcuni profili del menisco adimensionalizzati rispetto al raggio del capillare, pari a 0.05mm, al variare dell'angolo di contatto, in funzione di x adimensionalizzato anch'esso rispetto al raggio del capillare. Per $\theta = 0^\circ$ il profilo è sostanzialmente emisferico.



Figura 70Alcuni profili del menisco adimensionalizzati rispetto al raggio del capillare, pari a 2mm, al variare dell'angolo di contatto, in funzione di x adimensionalizzato anch'esso rispetto al raggio del capillare. Per $\theta = 0^{\circ}$ il profilo è si discosta da quello emisferico.

3.4. Deformazione menisco orizzontale

Le stesse considerazioni riportate nel precedente paragrafo sono valide nel caso di flusso in un capillare orizzontale, dove il termine gravitazione è nullo, entro il limite in cui diametri maggiori non comportino la deformazione del menisco. Di seguito sono riportati i risultati dello studio di Carlos Rascòn et al. [61] sulla forma del menisco di capillari orizzontali:



Figura 71 In alto il grafico "empty" - "filled" al variare dell'angolo di contatto e del rapporto R/a (a≈2,7mm) . A dx deformazione del menisco al variare delle due grandezze citate, in basso a sx la sezione trasversale del menisco deformato. La figura centrale a sx mostra il comportamento di una goccia d'acqua se poggiata su una superficie più o meno idrofilica/idrofobica [61].

Il parametro *a* presente in figura è definito come:

$$a = \sqrt{\frac{\sigma}{\Delta \rho_{acqua-aria} \cdot g}} \approx 2,7 mm$$

Sul piano angolo di contatto θ - R/a è possibile individuare una linea denominata "linea svuotamento", che individua due regioni: "empty", ovvero vuoto, e "filled", ovvero pieno. Tali termini fanno riferimento al diverso comportamento che può avere un liquido che inizialmente riempie completamente un cilindro orizzontale. Nella regione "empty", una volta che è permesso un flusso in uscita dalla condotta, questa si svuota e si ha che all'interfaccia con l'aria viene completamente persa la forma tipica del menisco, e di conseguenza anche la pressione capillare associata. Nella regione "filled" invece, una volta consentito un flusso in uscita dalla condotta, si ha una deformazione più o meno pronunciata del menisco, ma non si registra uno svuotamento [61].

3.4.1. Tecniche avveniristiche di controllo automatico passivo dei flussi in mezzi porosi

È interessante riportare ulteriori risultati dello stesso studio condotte su sezione leggermente diverse da quelle circolari, in quanto potrebbero avere applicazione nel caso si voglia sviluppare un accurato sistema di controllo automatico passivo dei flussi nei mezzi porosi, ad esempio sfruttando le variazioni di temperatura.



Figura 72 Grafici "empty" - "filled" sul piano angolo di contatto-R/a riferiti a un capillare di sezione ellittica. In alto il semiasse ellittico maggiore della sezione è posto in verticale, nel grafico in basso è invece orientato orizzontalmente [61].

Sono riportati, sempre sul piano angolo di contatto θ - R/a, i dati relativi a due condotte con sezione ellittica, di semiassi R e b·R, più o meno eccentriche e orientate diversamente nello spazio. Dai grafici si evince l'estrema sensibilità dell'energia potenziale superficiale e del suo minimo al variare non solo della forma, ma anche della disposizione spaziale del condotto. Se per sezione cilindrica era piuttosto evidente che un aumento del diametro comporta una maggiore propensione al comportamento "empty", nel caso di sezioni diverse non è facilmente intuibile a priori quanto emerso dallo studio. Per capillari sufficientemente eccentrici (b > \approx 1.635), la "linea svuotamento" ha dei flessi verticali laterali tali da determinare un'intersezione con l'asse delle ordinate. Ciò implica che tali capillari si riempiono se hanno un angolo di contatto inferiore a una determinata soglia prossima a 0° o se maggiore a una soglia prossima a 180°, indipendentemente dalle dimensioni, seppure minuscole, del capillare. Inoltre, tali soglie non sono sostanzialmente soggette all'influenza della gravità, ovvero dell'orientazione del capillare [61].

La geometria del menisco degenera in una forma a lingua ogniqualvolta viene si passa dalla zona "filled" a quella "empty". Ciò si può ottenere in numerosi modi, ad esempio cambiando orientazione del capillare, e per determinate sezioni, variando l'angolo di contatto, con un aumento di temperatura o tramite electrowetting/lente liquida (a seconda della natura del materiale utilizzato). Secondo questo principio è possibile costruire componenti microfluidici che sfruttano il cambiamento di forma del menisco in risposta a minimi cambiamenti fisici esterni, inducendo un flusso immediato lungo un capillare senza il bisogno di una pressione esterna. Ulteriori conseguenze dello svuotamento capillare potrebbero essere rilevanti per la localizzazione e indirizzamento passivo di fluidi in mezzi porosi.

3.5. Tratto verticale



Figura 73 Altezza raggiunta a regime in un capillare verticale al variare del diametro di quest'ultimo [62].

3.5.1. Transitorio

Si è simulata la dinamica del capillare con angolo di contatto θ variabile inizialmente nel tempo, sino alla condizione di equilibrio legata alla natura del mezzo poroso. Si è preso in esame un materiale idealmente idrofilico con angolo di contatto θ pari a 0° a equilibrio raggiunto.

È necessario, affinché il menisco possa cominciare a salire, applicare una lieve pressione iniziale, ad esempio immergendo leggermente il capillare. L'equazione del moto diventa quindi:

$$\left(z + \frac{7}{6}R\right)\ddot{z} = \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - g\cdot\left(z - z_{fondo}\right) - \frac{1}{2}\dot{z}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2}z\dot{z}$$

All'istante iniziale con z=0, \dot{z} =0 e θ =90°, si ha:

$$\frac{7}{6}R\ \ddot{z} = g \cdot z_{fondo}$$

Per quanto riguarda l'evoluzione temporale di θ , fissatone il valore iniziale a 90°, se ne è ricavata l'espressione nel tempo come di seguito:

$$\cos \theta_{j+1} = \frac{\rho R}{2\sigma} \left[\left(z_j + \frac{7}{6} R \right) \ddot{z}_j + g \cdot \left(z_j - z_{fondo} \right) + \frac{1}{2} \dot{z}_j^2 + \frac{8\mu}{\rho R^2} z_j \dot{z}_j \right]$$

Ovvero l'angolo di contatto θ_{j+1} , riferito allo step temporale j+1, è ottenuto dall'equilibrio con le forze riferite allo step temporale precedente j. In sintesi, è nota come condizione iniziale il valore dell'angolo di contatto θ_j , questo insieme alle altre forze note determina un'accelerazione \ddot{z}_j e quindi una velocità \dot{z}_j e una quota z_j raggiunte alla fine dello step in esame. Considerando costante l'accelerazione nello step temporale j, al termine di questo è necessario che l'angolo di contatto θ si sia adattato alla variazione di z e di \dot{z} . Il nuovo valore dell'angolo di contatto θ_{j+1} , ottenuto come mostrato nell'equazione sopra, verrà passato allo step successivo per calcolare la nuova accelerazione \ddot{z}_{i+1} , e via dicendo.

Ciò fino a quando non viene raggiunto il valore dell'angolo di contatto di equilibrio $\theta=0^{\circ}$, in seguito a cui si è considerato θ fisso. Si sono confrontati i risultati ottenuti con il caso di angolo di contatto $\theta=0^{\circ}$ fisso già da inizio simulazione. Nel secondo caso non è più necessario il termine di pressione aggiuntiva iniziale, tuttavia la si è mantenuta per un confronto più conforme con il primo caso (prendendo in ogni caso valori di z_{fondo} bassi, intorno a 0.1 mm). Fissando $\theta=0^{\circ}$, l'equazione del moto è:

$$\left(z + \frac{7}{6}R\right)\ddot{z} = \frac{2\sigma}{\rho R} - g \cdot \left(z - z_{fondo}\right) - \frac{1}{2}\dot{z}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2}z\dot{z}$$

Lo schema a blocchi Simulink associato alla relazione illustrata è:



Figura 74 schema simulink relativo alla dinamica di salita di un capillare verticale, ipotizzando angolo di contatto fisso pari a 0°

Nel caso di angolo di contatto inizialmente variabile, è sufficiente applicare alcune modifiche al precedente schema a blocchi:



Figura 75 schema simulink relativo alla dinamica di salita di un capillare verticale, ipotizzando angolo di contatto inizialmente variabile.

Il blocco in arancione permette di ricavare il termine legato alla pressione di contatto, in base al valore assunto dall'angolo di contatto, variabile. Il blocco in verde fa in modo di fissare il valore dell'angolo di contatto a 0° una volta raggiunto tale valore.

Si è simulata la dinamica di salita con due capillari di diametro diversi, così da verificare se può essere valida o meno l'assunzione di angolo fisso a partire da t=0. Come diametri sono stati presi 0.1 mm e 1mm, in entrambi i casi si è assunto $z_{fondo} = 0.1 mm$.



Caso 1: diametro=0.1 mm

Figura 76 quota verticale raggiunta in funzione del tempo, a seconda che si consideri o meno l'angolo di contato variabile inizialmente. In arancione la quota raggiunta a regime prevista dalla legge di Jurin



Figura 77 Zoom nei primissimi secondi di simulazione per mettere in evidenza lo scostamento di entità minima tra i due andamenti nel tempo di quota verticale, considerando o meno l'angolo di contatto fisso

I grafici di seguito sono relativo allo stesso diametro, riferiti però agli istanti iniziali, così da focalizzarne i dettagli:



Figura 78 evoluzione angolo di contatto nei primissimi istanti di tempo



Figura 79 Evoluzione della velocità del flusso capillare nei primissimi istanti di tempo



Figura 80 evoluzione accelerazione nei primissimi istanti di tempo

- Caso 2: diametro: 1mm



Figura 81 quota verticale raggiunta in funzione del tempo, a seconda che si consideri o meno l'angolo di contato variabile inizialmente. In arancione la quota raggiunta a regime prevista dalla legge di Jurin



Figura 82 evoluzione nel tempo angolo di contatto







Figura 84 dettaglio su evoluzione nel tempo accelerazione del flusso capillare

L'assunzione di un angolo di contatto fisso non influenza significativamente l'andamento della distanza raggiunta nel tempo, in quanto influenza principalmente soltanto la breve fase d'avvio. Nel caso di angolo di contatto assunto inizialmente variabile, il picco di accelerazione è significativamente limitato e si prolunga per un tempo maggiore. Nel caso di angolo di contatto fisso, si ha sostanzialmente un impulso iniziale di accelerazione, che poi tende bruscamente a 0. Per la velocità vale un discorso simile, ovvero nel caso angolo di contatto inizialmente variabile si ha un picco di velocità minore e una fase di avvio più graduale.

Nel caso di diametri piccoli, le distanze percorse nei due casi sono sovrapponibili. Per diametri maggiori si ha invece un maggiore scostamento. Essendo però nel secondo caso i tempi di fine transitorio legati alla salita del capillare minimi, per la relativa stima è comunque poco rilevante la variabilità di θ , che verrà assunto fisso sin dall'inizio per semplificare la trattazione.

3.5.2. Transitorio semplificato

È possibile stimare i tempi che l'acqua aspirata da un capillare verticale impiega per raggiungere una determinata quota. A partire dall'equazione caratteristica del moto:

$$\left(z + \frac{7}{6}R\right)\ddot{z} = \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - gz - \frac{1}{2}\dot{z}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2}z\dot{z}$$

Trascurando il termine inerziale legato alle brevi dinamiche veloci iniziali e proporzionale alla derivata seconda di z, si può semplificare decisamente lo studio della dinamica. Ciò è ragionevole per due motivi:

- Dalla simulazione Simulink risulta che *z*, esclusa la fase d'avvio, è considerabile nulla;
- È un'assunzione adottata in più studi presenti in letteratura [63] sullo studio della dinamica relativa al flusso; uno degli esempi più noti è l'equazione di Washburn, in cui oltre al termine inerziale vengono trascurati anche il termine relativo alla pressione dinamica e il termine gravitazionale (e.g. flusso orizzontale).

Così facendo, è possibile risolvere esplicitamente l'equazione differenziale associata al flusso verticale con l'ausilio del software Wolfram. Si ottiene l'espressione della quota raggiunta in funzione del tempo, cruciale per valutare i tempi necessari affinché un mezzo poroso verticale si impregni completamente d'acqua.

Compiere il medesimo calcolo numericamente con Simulink, tenendo conto dell'inerzia, risulta proibitivo specie per raggi piccoli in termini di tempi computazionali (a maggior ragione se si devono simulare numerosi capillari per ottenere una mappatura fitta). Ciò è legato allo step temporale che diventa minuscolo così da garantire un'adeguata precisione, oltre al fatto che raggi piccoli implicano grandi altezze raggiunte e una velocità che va tendendo a zero man mano che il menisco sale.

Dando come input a Wolfram l'equazione del moto semplificata rimuovendo il termine inerziale:

Input interpretation:

$$a - b \ z(t) \times \frac{\partial z(t)}{\partial t} - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial z(t)}{\partial t}\right)^2 - g \ z(t) = 0$$

Figura 85 equazione del moto in forma semplificata data in input a Wolfram

Differential equation solutions:

$$c_{1} + t = \frac{g^{2} - 2 a b^{2}}{2 b g \left(b \left(\sqrt{2 a + b^{2} z(t)^{2} - 2 g z(t)} - b z(t) \right) + g \right)} - \frac{a b \log \left(b z(t) - \sqrt{2 a + b^{2} z(t)^{2} - 2 g z(t)} \right)}{\left(\frac{a b}{g^{2}} - \frac{1}{2 b} \right) \log \left(b \left(\sqrt{2 a + b^{2} z(t)^{2} - 2 g z(t)} - b z(t) \right) + g \right)}$$

Figura 86 Soluzione esplicita dell'equazione del moto in forma semplificata

Con $a = \frac{2\sigma}{\rho R}$, $b = \frac{8\mu}{\rho R^2}$, g accelerazione di gravità e c_1 costante d'integrazione ottenuta imponendo la condizione iniziale z(t=0)=0

Di seguito il plot relativo alla soluzione esplicita dell'equazione del moto capillare in forma semplificata, che permette di stimare i tempi neccessari affinchè l'acqua impregni un mezzo poroso fino alla quota generica z(t) e del diametro dei pori D:



Figura 87 tempi di impregnamento al variare della quota z(t) da raggiungere e del diametro D del capillare

Si ha che per diametri superiori a 0.5mm l'impregnamento avviene in tempi dell'ordine del secondo e anche meno, dal momento che le quote raggiungibili con le pressioni capillari associate sono prossime a 0, il che le rende non interessanti da un punto di vista ingegneristico. Sotto la soglia di 0.5 mm sia i tempi che le altezze massime raggiunte incrementano. Tra 0.1 mm e 0.5 mm di diametro, i tempi d'impregnamento sono dell'ordine dei minuti, le altezze massime raggiungibili sono invece tra 50 mm e 250 mm. Per diametri inferiori a 0.1 mm i tempi d'impregnamento registrano un brusco aumento, con valori dell'ordine delle ore e oltre.

3.5.3. Regime



Figura 88 a sx la configurazione del flusso a regime, adattata da [56]. Accanto il circuito elettrico equivalente sfruttando l'analogia elettrico-idraulica.

Il dissalatore a regime è assimilabile a un capillare verticale in cui a una determinata quota viene realizzato un attacco per estrarre acqua. Nel caso del dissalatore, l'acqua va a fluire nel tratto orizzontale. L'equazione del flusso d'acqua nel tratto lungo H tra l'imbocco del capillare e l'attacco del tratto orizzontale, considerando fisso pari a 0° l'angolo di contatto θ , è:

$$\frac{2\sigma}{\rho R} = gH + \frac{1}{2}\dot{z}^2 + \frac{8\mu}{\rho R^2}H\dot{z}$$

È possibile ottenere una mappatura relativa alla massima portata specifica sostenibile verticalmente da un mezzo poroso in funzione del diametro dei pori e della quota H a cui avviene l'attacco. L'equazione è interpretabile dal punto di vista idraulico come un bilancio di carichi: la pressione capillare deve essere in grado di vincere il carico gravitazionale, la pressione dinamica e le perdite viscose. Nel caso in cui una pressione esterna aspiri acqua dall'attacco a una velocità maggiore a quella sostenibile dal capillare, si avrebbe nel mezzo poroso una depressione non più sostenibile dalla tensione superficiale, con conseguenti fenomeni quali cavitazione, intermittenza nel contatto tra sorgente d'acqua e flusso orizzontale e via dicendo.

Dall'equazione del moto è possibile esplicitare la velocità massima *ż* sostenibile al variare delle altre grandezze:

$$\dot{z} = \frac{8\mu H}{\rho R^2} \cdot \left[\sqrt{1 + 2 \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\left(\frac{8\mu H}{\rho R^2}\right)^2} - 1} \right]$$

Che in termini di portata specifica diventa:

$$\dot{m}_{specifica} = \varepsilon \rho \dot{z} = \varepsilon \frac{8\mu H}{R^2} \cdot \left[\sqrt{1 + 2 \frac{2\sigma}{\rho R} - gH} \frac{1}{\left(\frac{8\mu H}{\rho R^2}\right)^2} - 1 \right]$$

Con ε porosità del mezzo, assunta pari a 0,9.

Graficamente si ha:



Figura 89 Portata specifica al variare del diametro del capillare e della quota di attacco H del tratto orizzontale

In particolare, per quote basse, fissata una determinata H, si ha un diametro ottimale che è in grado di sostenere la più alta portata specifica fra quelle sostenibili da altri diametri alla medesima altezza. Questo perché la pressione capillare e le perdite viscose hanno andamenti opposti al variare del raggio, da cui un trade-off. È possibile procedere differenziando l'espressione della portata specifica rispetto al raggio ed eguagliando a 0 la derivata ottenuta:

$$\frac{\partial \dot{m}_{specifica}(H,R)}{\partial R} = 0$$

Svolgendo la derivata si ottiene un'equazione in funzione di H e di R. Il valore di R che risolve l'equazione al variare H è un valore ottimale, in quanto a esso corrisponde un massimo di $\dot{m}_{specifica}$. Tale valore di raggio ottimale viene indicato come $R_{opt,H\,fisso}$. Esplicitare il valore di quest'ultimo in funzione di H risulta alquanto complesso per via della derivata onerosa di $\dot{m}_{specifica}$ rispetto R, motivo per il quale si è proceduto diversamente. Si è derivato rispetto a R l'equazione caratteristica del flusso verticale in un capillare:

$$\frac{\partial \left(\frac{2\sigma}{\rho}\right)}{\partial R} = \frac{\partial \left(Rgz + \frac{1}{2}R\dot{z}^2 + \frac{8\mu}{\rho R}H\dot{z}\right)}{\partial R}$$

Da cui:

$$0 = gz + \frac{1}{2}\dot{z}^{2} + R\dot{z}\frac{\partial\dot{z}}{\partial R} - \frac{8\mu}{\rho R^{2}}H\dot{z} + \frac{8\mu}{\rho R}H\dot{z}\frac{\partial\dot{z}}{\partial R}$$

Ponendo $\frac{\partial \dot{z}}{\partial R} = 0$:

$$0 = gH + \frac{1}{2}\dot{z}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2}H\dot{z}$$

Infine:

$$R_{opt,H\ fisso} = \sqrt{\frac{\frac{8\mu}{\varepsilon\rho^2}\dot{m}_{specifica}}{g + \frac{1}{2}\frac{\dot{m}_{specifica}^2}{\varepsilon^2\rho^2 H}}}$$

Che è la relazione che R, H e $\dot{m}_{specifica}$ devono soddisfare affinché il punto di lavoro preso in esame sia un punto di massimo relativo in termini di $\dot{m}_{specifica}$.

Si è ottenuto il valore di $R_{opt,H\ fisso}$ in funzione di H eseguendo un ciclo di verifica su tutte le terne (R, H, $\dot{m}_{specifica}$) ottenute numericamente fissando un determinato range di variabilità e selezionando solo quelle tali per cui:

errore
$$\% = \frac{R - R_{opt,H\,fisso}}{R} = \left(1 - \frac{1}{R} \sqrt{\frac{\frac{8\mu}{\epsilon\rho^2} \dot{m}_{specifica}}{g + \frac{1}{2}\frac{\dot{m}_{specifica}^2}{\epsilon^2\rho^2 H}}}\right) \cdot 100 < soglia$$

Ponendo una soglia pari a 0.1%. Si è ottenuto:





Figura 90 Diametro del capillare in grado di sostenere la massima portata al variare della quota di attacco H del tratto orizzontale

A una diminuzione della quota H consegue in generale un aumento del diametro ottimo, tranne che per H inferiore a ≈15mm. Ciò per via del termine di pressione dinamica, che inizia a pesare molto di più.



Figura 91 Rapporto fra il diametro ottimale e il diametro massimo sostenibile a una determinata quota

È interessante notare come per H maggiori di ≈30mm, il diametro ottimo tende asintoticamente alla metà del diametro limite la cui pressione capillare è in grado di sostenere unicamente il carico gravitazionale associato alla quota H, ovvero:

$$D_{\lim sostenibile, H fisso} = 2 \cdot \frac{2\sigma}{\rho g H}$$

La grandezza η_s che compare sulle ordinate (utile successivamente), è definita come:

$$\eta_{s} = \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\frac{2\sigma}{\rho R}} = \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - \frac{2\sigma}{\rho R_{lim,sostenibile \, H \, fisso}}}{\frac{2\sigma}{\rho R}} = 1 - \frac{D}{D_{lim,sostenibile \, H \, fisso}}$$



Figura 92 Massima portata specifica sostenibile al variare della quota H (in condizioni di diametro ottimale)

I risultati ottenuti possono essere verificati con un approccio geometrico. Essendo:

$$0 = \frac{2\sigma}{\rho R} - gH - \frac{1}{2}\dot{z}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2}H\dot{z}$$

È possibile riscrivere tale bilancio come intersezione tra due funzioni:

$$-\frac{2\sigma}{\rho R} + \frac{8\mu}{\rho R^2}H\dot{z} = -gH - \frac{1}{2}\dot{z}^2$$

Dove:

$$y_1 = \frac{8\mu}{\rho R^2} H \dot{z} - \frac{2\sigma}{\rho R}$$
$$y_2 = -gH - \frac{1}{2} \dot{z}^2$$

Trascurando inizialmente il termine di pressione dinamica, influente solo per valori elevati di \dot{z} , si ha:

$$y_{2,approx} \sim -gH$$

Rappresentando graficamente le funzioni y_1 (rette viola, blu e azzurra, differiscono per il valore di R) e $y_{2,approx}$ (retta rossa) si ha:



Figura 93 intersezione tra y_1 e $y_{2,approx}$, per tre diversi valori di R

Il coefficiente angolare di y_1 , ovvero $\frac{8\mu}{\rho R^2}H$, è legato alle perdite viscose: aumentando il raggio queste diminuiscono, comportando un minore coefficiente angolare. L'intercetta di y_1 è invece pari a $-\frac{2\sigma}{\rho R}$ ed è legato alla pressione capillare: un aumento di raggio comporta una intercetta minore, tendente a gH, valore limite oltre cui il capillare non è più in grado di sostenere il carico gravitazionale scelto. Agire sul raggio comporta due trasformazioni su y_1 , antagoniste in termini di portata sostenibile \dot{z} , ottenuta come intersezione tra $y_1 e y_{2,approx}$. Il valore di R tale da determinare il massimo valore di \dot{z} è ricavabile a partire da:

$$\dot{z} = \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\frac{8\mu H}{\rho R^2}}$$

Il massimo si ha per:

$$\frac{\partial \dot{z}}{\partial R} = 0$$

Ovvero:

$$R = \frac{1}{2} \frac{2\sigma}{\rho g H}$$

In tal caso l'intercetta di y_1 è pari a:

intercetta =
$$-\frac{2\sigma}{\rho R} = -2gH$$

La pressione capillare associata alla massima portata è quindi pari al doppio del carico gravitazionale, trascurando il termine di pressione dinamica. Per H minimi il peso del termine di

pressione dinamica cresce notevolmente, in quanto si ha una maggiore portata diminuendo le perdite viscose, quest'ultime proporzionali ad H stesso. In termini geometrici ciò comporta un coefficiente angolare $\frac{8\mu H}{\rho R^2}$ della retta y_1 meno sensibile alle variazioni di R. Le considerazioni precedenti si sintetizzano nel grafico successivo, in cui oltre a y_2 , è rappresentata $y_{2,approx}$:



Figura 94 intersezione tra y_1 e y_2 e tra y_1 e $y_{2,approx}$, per due diversi valori di R

Si evince come una diminuzione di raggio fino a un valore tale per cui l'intercetta di y_1 risulta inferiore a -2gH (a cui è associata la massima velocità di efflusso \dot{z} , se calcolata come intersezione tra y_1 e $y_{2,approx}$), determina il raggiungimento della reale velocità massima \dot{z} sostenibile, calcolata come intersezione tra y_1 e y_2 . Ciò è in linea con i grafici relativi a $\left(\frac{D_{opt}}{D_{max}}, H\right)$, dove per H minimi il rapporto $\frac{D_{opt}}{D_{max}}$ diventa inferiore a $\frac{1}{2}$.

Al fine di validare i risultati ottenuti a regime, si riporta infine l'andamento del numero di Reynolds al variare del diametro del capillare e della quota di attacco H, essendo:



 $Re = \frac{\rho \, \dot{z} \, diam}{\mu} = \frac{m_{specifica} \, diam}{\varepsilon \, \mu}$

Nel range considerato, il valore del numero di Reynolds è decisamente inferiore a 2100, soglia oltre la quale l'assunzione fatta di regime laminare perderebbe accuratezza. Da questo punto di vista i risultati ottenuti a regime risultano quindi validati.

Figura 95 Reynolds a regime al variare di diametro e quota di attacco H

3.6. Tratto orizzontale (vd. appendice 2)





Figura 96 schema capillare orizzontale [56].

Per quanto riguarda il flusso orizzontale, le principali differenze rispetto al caso verticale sono:

- Assenza del termine gravitazionale, in quanto bilanciato dalla reazione vincolare esercitata dalle pareti del capillare;
- Presenza di evaporazione, il che implica, fissato un istante, una riduzione della portata man mano che ci si allontana dall'imbocco.

Per poter analizzare il sistema in esame è necessario ricorrere, oltre che al secondo principio della termodinamica, come nel caso di capillare verticale, anche al primo principio della termodinamica. L'evaporazione, infatti, influenza in maniera non trascurabile l'evoluzione del flusso orizzontale.

Per studiare le condizioni operative e i parametri che ottimizzano il trasporto d'acqua, è opportuno fare due considerazioni:

- Si trascura la deformazione del menisco causata dalla gravità;
- Si assume la temperatura costante lungo il capillare con dovute considerazioni, ipotesi di seguito verificata con metodi numerici.

3.6.1. Discretizzazione

Definito il generico volume di controllo Ω in figura e la relativa frontiera fissa nel tempo $\partial \Omega$:



Figura 97 schematizzazione generico volume di controllo Ω e flussi alla frontiera

È possibile ricavare con un approccio Euleriano l'equazione differenziale alle derivate parziali che sta alla base dei relativi fenomeni termici. Imponendo il primo principio della termodinamica, assumendo nullo il contributo legato a potenze tecniche e volume di controllo composto da sostanza nella fase liquida, si ha:

$$\frac{d}{dt}\int_{\Omega}\rho c_{w}T = -\oint_{\partial\Omega}\sum_{i}\overline{\Phi}_{i}\cdot\overline{n}$$

Con ρ densità e c_w calore specifico delle sostanze nel volume di controllo.

Il termine a sinistra dell'uguale è la variazione totale di energia interna nel volume di controllo Ω . Il termine a destra è invece legato ai flussi energetici alla frontiera, tali da apportare o sottrarre calore da Ω . Nell'equazione riportata non si ha alcun termine sorgente, dunque la relativa energia interna è una grandezza conservata.

La componente del flusso tangente alla frontiera $\partial\Omega$ non dà contributo in termini di scambi energetici. Si ricorre allora al prodotto scalare $\overline{\Phi}_i \cdot \overline{n}$ per determinare il flusso effettivo in ingresso o in uscita dal volume di controllo. Essendo la normale \overline{n} alla frontiera $\partial\Omega$ definita positiva se uscente, in caso di flusso specifico entrante si ha $\overline{\Phi}_i \cdot \overline{n} < 0$. In quanto entrante, causa un aumento nel tempo > 0 di energia interna in Ω : per evitare discordanze nei segni, è sufficiente uguagliare il termine derivante dall'integrale di volume Ω all'integrale di flusso alla frontiera cambiato di segno, come da equazione riportata. In questa maniera a un flusso entrante corrisponderà un aumento di energia interna nel volume di controllo, se uscente invece l'opposto. Nell'equazione rappresentata compare una sommatoria di flussi specifici $\sum_i \overline{\Phi}_i$, in quanto quest'ultimi possono essere di natura diversa. Tutti contribuiscono al bilancio termico finale. Per quanto riguarda la variazione di energia interna è possibile individuare quattro flussi specifici principali:

$$\overline{\Phi}_{avvettivo} = \overline{m}_{sp}c_wT$$

$$\overline{\Phi}_{diffusivo} = -\lambda \overline{\nabla}T$$

$$\overline{\Phi}_{evaporativo} = \overline{m}_{evap}(h_{gl} + c_vT)$$

$$\overline{\Phi}_{radiativo} = \overline{q}_{sun}$$

Con λ conducibilità termica, h_{gl} calore latente di vaporizzazione, c_v calore specifico del vapore, \bar{q}_{sun} irradianza solare.

Si ha che:

- Il $\overline{\Phi}_{avvettivo}$ è legato contributo avvettivo alla frontiera di energia interna
- Il $\overline{\Phi}_{diffusivo}$ deriva dal fatto che se nel volume di controllo si ha alla frontiera una temperatura maggiore rispetto all'esterno ($\overline{\nabla}T$ <0), secondo la relazione di Fourier si genera un flusso di calore uscente dalla frontiera ($\overline{\Phi}_{diffusivo} > 0$), diretto dalla zona a maggiore temperatura a quella a minore temperatura. È necessario porre un meno di fronte al gradiente così da non avere discordanze nei segni;
- Il $\overline{\Phi}_{evaporativo}$ è legato alla sottrazione di calore alla frontiera per far sì che si abbia un flusso evaporativo;
- Il $\overline{\Phi}_{radiativo}$ è invece all'assorbimento di calore che si ha alla frontiera per via dell'irradianza solare.

Sostituendo nell'equazione generale si ha:

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho c_w T = -\oint_{\partial\Omega} (\bar{\Phi}_{diffusivo} + \bar{\Phi}_{avvettivo} + \bar{\Phi}_{evaporativo} + \bar{\Phi}_{radiativo}) \cdot \bar{n}$$

È possibile scambiare la derivata nel tempo con l'integrale di volume in quanto la frontiera di Ω è stata assunta fissa, non variabile nel tempo. Dunque:

$$\int_{\Omega} \frac{d}{dt} (\rho c_w T) = - \oint_{\partial \Omega} -\lambda \overline{\nabla} T \cdot \overline{n} - \oint_{\partial \Omega} \overline{m}_{sp} c_w T \cdot \overline{n} - \oint_{\partial \Omega} \overline{m}_{evap} (h_{gl} + c_v T) \cdot \overline{n} - \oint_{\partial \Omega} \overline{q}_{sun} \cdot \overline{n}$$

Sfruttando il Teorema di Gauss è possibile trasformare integrali di superficie in integrali di volume:

$$\int_{\Omega} \frac{d}{dt} (\rho c_w T) = \int_{\Omega} \overline{\nabla} \cdot (\lambda \overline{\nabla} T) - \int_{\Omega} \overline{\nabla} \cdot (\overline{m}_{sp} c_w T) - \int_{\Omega} \overline{\nabla} \cdot [\overline{m}_{evap} (h_{gl} + c_v T)] - \int_{\Omega} \overline{\nabla} \cdot \overline{q}_{sun}$$

Essendo la legge ricavata valida per qualunque volume Ω piccolo a piacere, è possibile scrivere:

$$\frac{d}{dt}(\rho c_w T) = \lambda \Delta T - \overline{\nabla} \cdot \left(\overline{\dot{m}}_{sp} c_w T\right) - \overline{\nabla} \cdot \left[\overline{\dot{m}}_{evap} \left(h_{gl} + c_v T\right)\right] - \overline{\nabla} \cdot \overline{q}_{sun}$$

Considerando un evaporatore orizzontale rettangolare di larghezza B, lunghezza L e spessore s, completamente impregnato d'acqua, con $\overline{\dot{m}}_{evap}$ e \overline{q}_{sun} puramente ortogonali al piano orizzontale, è possibile ricondurre l'espressione ricavata nell'equazione 1D:

$$\rho c_{w} \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^{2} T}{\partial x^{2}} - c_{w} \frac{\partial (\dot{m}_{sp} T)}{\partial x} - \frac{\dot{m}_{evap}}{s} (h_{gl} + c_{v} T) + \frac{q_{sun}}{s}$$

Sviluppabile ulteriormente:

$$\rho c_{w} \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^{2} T}{\partial x^{2}} - \frac{\partial \dot{m}_{sp}}{\partial x} c_{w} T - \dot{m}_{sp} c_{w} \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\dot{m}_{evap}}{s} \left(h_{gl} + c_{v} T \right) + \frac{q_{sun}}{s}$$

Applicando la conservazione in massa al volume infinitesimo in figura:



Figura 98 volume infinitesimo evaporatore

Si ha:

$$\dot{m}_{sp}Bs = (\dot{m}_{sp} + d\dot{m}_{sp})Bs + \dot{m}_{evap}Bdx$$

Da cui:

$$\frac{d\dot{m}_{sp}}{dx} = -\frac{\dot{m}_{evap}}{s}$$

Che sostituita nel bilancio energetico 1D porta infine a:

$$\rho c_{w} \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^{2} T}{\partial x^{2}} - \dot{m}_{sp} c_{w} \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\dot{m}_{evap}}{s} \left[h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T \right] + \frac{q_{sun}}{s}$$

Ai fini risolutivi è necessario esplicitare la portata specifica evaporante \dot{m}_{evap} in funzione degli altri parametri. In particolare, ricorrendo alla modello lineare semplificato presente in letteratura, si ha:

$$\dot{m}_{evap} = K_{vap} \cdot \Delta P_{vap} \left[\frac{\frac{kg}{s}}{m^2} \right]$$

Con ΔP_{vap} differenza di pressione di vapore tra due punti in esame e con il coefficiente di permeabilità K_{vap} definito come [64]:

$$K_{vap} = \frac{\delta_0}{\mu} \cdot \frac{1}{d} \left[\frac{\frac{kg}{s}}{m^2 \cdot Pa} \right]$$

 δ_0 è la permeabilità al vapore dell'aria ed è pari a circa $2 \cdot 10^{-10} \frac{\frac{kg}{s}}{m \cdot Pa}$, μ è il fattore di resistenza igroscopica ed è definito come il rapporto tra la permeabilità al vapore dell'aria e la permeabilità al vapore del mezzo considerato, d è lo spessore del mezzo coinvolto nella diffusione del vapore.

Per quanto riguarda la pressione di vapore in un punto P_{vap} , questa è ottenibile dalla correlazione semi-empirica di Antoine [52]:

$$\log_{10} P_{vap} = A - \frac{B}{C+t}$$

Con la pressione di vapore P_{vap} in mmHg; A, B, C costanti caratteristiche in base alla sostanza, nel caso dell'acqua valgono rispettivamente 8.07, 1730.63 e 233.42, con t temperatura espressa in °C e inferiore a 100°C.

In unità del sistema internazionale di misura, si ha:

$$\Delta P_{vap} = 133.32 \cdot \left(10^{A - \frac{B}{C - 273.15 + T}} - 10^{A - \frac{B}{C - 273.15 + T_{cond}}} \right) [Pa]$$

Con T_{cond} la temperatura assoluta dello strato in cui il vapore condensa.

Si ottiene infine:

$$\dot{m}_{evap} = \frac{2,67 \cdot 10^{-8}}{\mu d} \cdot \left(10^{8.07 - \frac{1730.63}{T - 39.73}} - 10^{8.07 - \frac{1730.63}{T_{cond} - 39.73}} \right) \left[\frac{kg}{m^2} \right]$$

3.6.2. Regime

Concentrando l'attenzione sulle condizioni termiche a regime, con l'obiettivo di poter definire se è possibile o meno semplificare la trattazione ipotizzando in condizioni nominali temperatura costante ovunque nell'evaporatore, si ha:

$$\lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - \dot{m}_{sp} c_w \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\dot{m}_{evap}}{s} \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T \right] + \frac{q_{sun}}{s} = 0$$

Con:

$$\frac{\dot{m}_{evap}}{s} = -\frac{d\dot{m}_{sp}}{dx} = \frac{2,67 \cdot 10^{-8}}{\mu d \cdot s} \cdot \left(10^{8.07 - \frac{1730.63}{T - 39.73}} - 10^{8.07 - \frac{1730.63}{T_{cond} - 39.73}}\right)$$

Per poter risolvere l'equazione differenziale ottenuta si ricorre al solvere Matlab ode15s, adeguata qualora si abbia a che fare con equazioni differenziali di tipo "stiff", tali da potenzialmente comportare instabilità asintotica se risolte con solver più frequentemente utilizzati come ode45.

Ai fini risolutivi è innanzitutto necessario definire l'odefun caratteristica del sistema differenziale associato da dare in input al solver. Si ha che:

$$odefun = \begin{cases} u' = v \\ v' = \frac{c_w}{\lambda}wv + \frac{2,67 \cdot 10^{-8}}{\mu d \cdot s} \cdot \left(10^{8.07 - \frac{1730.63}{u - 39.73}} - 10^{8.07 - \frac{1730.63}{T_{cond} - 39.73}}\right) \frac{h_{gl} - (c_w - c_v)u}{\lambda} - \frac{1}{\lambda} \frac{q_{sun}}{s} \\ w' = -\frac{2,67 \cdot 10^{-8}}{\mu d \cdot s} \cdot \left(10^{8.07 - \frac{1730.63}{u - 39.73}} - 10^{8.07 - \frac{1730.63}{T_{cond} - 39.73}}\right) \end{cases}$$

 $\operatorname{Con} u = T, v = \frac{dT}{dx} e w = \dot{m}_{sp}.$

È necessario imporre tre condizioni al contorno, si ha che:

- 1) Dirichlet sulla temperatura, ovvero $T(x = 0) = T_{sea}$, in quanto il mare è considerabile una capacità termica infinita che mantiene invariata la temperatura del flusso d'acqua all'imbocco;
- 2) Neumann sulla temperatura, ovvero $\frac{dT}{dx}(x = L) = 0$, in quanto il flusso termico diffusivo è nullo alle pareti del dispositivo, considerando fughe di calore trascurabili per via di un adeguato isolamento;
- 3) Dirichlet sulla portata specifica \dot{m}_{sp} , ovvero $\dot{m}_{sp}(x = L) = 0$, in quanto il flusso d'acqua si annulla in corrispondenza delle pareti del dispositivo.

Si ha la problematica tale per cui le 3 condizioni al bordo non sono nel medesimo punto. Il solver ode15s è infatti tale da ricevere come input le condizioni iniziali, ovvero il valore delle variabili d'interesse nel punto di inizio dell'integrazione numerica. Assumendo come punto iniziale l'estremo x=L, integrando numericamente verso l'imbocco posto a x=0 quindi, è necessario iterare il valore T_{parete} , ovvero T(x = L), sino a quando si ottiene come output una distribuzione di temperatura tale per cui è rispettata la condizione al bordo $T(x = 0) = T_{sea}$. Per il processo di ricerca del valore di T_{parete} tale per cui $T(x = 0) = T_{sea}$ si è ricorso al metodo della bisezione, come illustrato nella pagina successiva.



Figura 99 diagramma di flusso relativo al metodo di risoluzione iterativo impiegato, adattata da [59].
Per poter ottenere una soluzione univoca seguendo il diagramma di flusso illustrato è necessario che la differenza di temperature $\Delta T_{errore} = T(x = 0) - T_{sea}$, con T(x = 0) funzione di T_{parete} , abbia andamento monotono al variare di T_{parete} . Inoltre ΔT_{errore} deve assumere valori di segno opposto agli estremi dell'intervallo di temperature tentativo designato $[T_{parete,min}, T_{parete,max}]$. È ragionevole assumere che un aumento della T_{parete} data come condizione iniziale al solver ode15s implica una distribuzione di temperature con una T(x = 0) di valore maggiore. Nel sistema di equazioni differenziali in questione non compare il diametro dei pori, aspetto successivamente trattato in quanto sarà necessario uno studio per determinarne il valore tale da sostenere idraulicamente il flusso d'acqua all'evaporatore.

Partendo da Start, vanno primi inizializzati i due valori estremi di temperature tentativo $T_{parete,min} \ e \ T_{parete,max}$ entro cui ricercare la soluzione del problema. Va poi inizializzata una tolleranza su ΔT_{errore} , che una volta rispettata determina il termine della ricerca iterativa di T_{parete} . Per avere risultati più accurati ΔT_{errore} , o meglio ancora $\Delta T_{errore,relativo} \% = \frac{\Delta T_{errore}}{T_{sea}} \%$, deve essere prossimo a 0, il ché si traduce in una tolleranza di minimo valore. Tuttavia, è bene non eccedere nel far tendere a 0 la tolleranza, poiché potrebbe comportare tempi computazionali eccessivi senza portare a miglioramenti significativi in termini di accuratezza. Dopodiché ha inizio la vera e propria risoluzione iterativa [65]:

- Si definiscono due estremi mobili, uno inferiore inf e uno superiore sup, che ricadono nell'intervallo di portate T_{parete} fissato. Alla prima iterazione i due estremi mobili coincidono con gli estremi fissi dell'intervallo $T_{parete,min} e T_{parete,max}$;
- Si calcola il valore medio tra inf e sup, così da ottenere med, ovvero il valore della T_{parete} tentativo da dare come input a ode15s, insieme all'odefun caratteristica e le altre condizioni al bordo, così da calcolare numericamente la distribuzione di temperatura nell'evaporatore;
- Si calcola il valore assoluto della differenza percentuale $\Delta T_{errore} \% = \frac{T(x=0)-T_{sea}}{T_{sea}} \%$ associata alla distribuzione di temperatura ottenuta con il valore tentativo di T_{parete} pari a med;
- Se il valore assoluto di ΔT_{errore} % è maggiore della tolleranza fissata, vanno aggiornati gli estremi mobili ed è necessario proseguire l'iterazione. In particolare, nel caso in cui $T(x = 0) < T_{sea}$, vuol che la temperatura all'imbocco dell'evaporatore T(x = 0)imponendo T_{parete} pari a med è inferiore alla temperatura T_{sea} che si vuole imporre per x=0 come condizione al bordo. Aggiornando l'estremo mobile inf, ponendolo uguale a med, si avrà all'iterazione successiva che il nuovo valore medio tra inf e sup, ovvero il nuovo valore di T_{parete} dato come input al solve ode15s, sarà maggiore rispetto a quello precedente. Ciò comporta una distribuzione di temperature più elevate rispetto alla distribuzione di temperature dello step precedente, in particolare implica un aumento di T(x = 0), così da diminuire il valore di ΔT_{errore} % rispetto allo step precedente. Se la tolleranza non è rispettata e si ha invece $T(x = 0) > T_{sea}$, si aggiorna l'estremo mobile superiore sup ponendolo uguale a med, in maniera tale che all'iterazione successiva la nuova temperatura tentativo T_{parete} abbia un valore;
- Si aggiornano i valori degli estremi mobili inf e sup iterativamente, fino a quando non si ottiene un valore di med, ovvero T_{parete} , tale per cui $\Delta T_{errore} \% < tolleranza$. Raggiunta

tale condizione si è ottenuta la convergenza del metodo iterativo, che da come output il valore di T_{parete} da passare come condizione iniziale a ode15s in maniera da ottenere una distribuzione di temperature che rispetti la condizione al bordo $T(x = 0) \approx T_{sea}$, entro la tolleranza prefissata.



Figura 100 andamento dello scostamento ΔT_{err} % al crescere del numero di iterazioni

In figura il numero di iterazioni per far convergere il metodo risolutivo avendo assunto, oltre ai valori tipici per i calori specifici, entalpia di vaporizzazione e conducibilità termica dell'acqua:

- $\mu \approx 1$, ovvero assumendo la permeabilità al vapore del volume soprastante l'evaporatore prossimo alla permeabilità al vapore dell'aria;
- d≈3mm, ovvero lo spessore del volume coinvolto nella conduzione di vapore;
- s=1mm, ovvero lo spessore dell'evaporatore;
- $T_{cond} = T_{sea} = 293.15 K$ (ovvero 20°C);
- $q_{sun} = 600 \frac{W}{m^2}$, valore tipico di irradianza solare nominale;
- L=5m, ovvero la lunghezza dell'evaporatore.

Imponendo una tolleranza sul valore assoluto massimo di ΔT_{errore} % pari a 0.1%, le iterazioni richieste per ricavare il valore di T_{parete} ricercato sono modeste. Si ha inoltre una convergenza dell'errore in parte irregolare, con delle marcate oscillazioni iniziali legate alla netta non linearità del sistema di equazioni differenziale caratteristico.

Si ottengono inoltre i seguenti andamenti in funzione di x delle variabili u, v e w, ovvero della temperatura, della relativa derivata e della portata specifica nell'evaporatore:



Figura 101 Andamento temperatura al variare della distanza dall'imbocco adimensionalizzata rispetto alla lunghezza dell'evaporatore



Figura 102 Andamento derivata della temperatura al variare della distanza dall'imbocco adimensionalizzata rispetto alla lunghezza dell'evaporatore



Figura 103 Andamento portata specifica nell'evaporatore al variare della distanza dall'imbocco adimensionalizzata rispetto alla lunghezza dell'evaporatore

È interessante notare come, a parte un breve tratto iniziale in cui si registra un aumento di temperatura rispetto alla temperatura all'imbocco dell'evaporatore, nel resto di quest'ultimo la temperatura a regime è sostanzialmente costante. Di seguito un confronto con l'andamento di portata ipotizzando temperatura costante ovunque, uguale a quella che si ha a regime nel modello non semplificato alla parete T_{parete} :



Figura 104 Andamento portata specifica adimensionale nell'evaporatore al variare della distanza dall'imbocco adimensionale confrontata rispetto all'andamento di portata specifica puramente lineare (T=cost)

Obiettivo della trattazione in questo paragrafo era esattamente dimostrare ciò. Sotto tale assunzione è possibile semplificare decisamente la modellazione, in quanto a partire da:

$$\rho c_{w} \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^{2} T}{\partial x^{2}} - \dot{m}_{sp} c_{w} \frac{\partial T}{\partial x} - \frac{\dot{m}_{evap}}{s} \left[h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T \right] + \frac{q_{sun}}{s}$$

Ipotizzando temperatura costante nello spazio e nel tempo:

$$0 = -\frac{m_{evap}}{s} \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T \right] + \frac{q_{sun}}{s}$$

Essendo:

$$\frac{\dot{m}_{evap}}{s} = -\frac{d\dot{m}_{sp}}{dx}$$

Si ricavano l'andamento della portata specifica nell'evaporatore, essendo $\dot{m}_{sp}(x = L) = 0$:

$$\dot{m}_{sp} = \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T} (L - x)$$

Il valore della temperatura di equilibrio T alla parete dell'evaporatore si ottiene tenendo conto che:

$$\dot{m}_{evap} = K_{vap} \cdot \Delta P_{vap}$$

È necessario quindi risolvere la relazione non lineare:

$$K_{vap} \cdot 133.32 \cdot \left(10^{8.07 - \frac{1730.63}{T - 39.73}} - 10^{8.07 - \frac{1730.63}{T_{cond} - 39.73}}\right) \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T\right] = q_{sun}$$

Dando in input il valore di $T e T_{cond}$, si ottiene agevolmente una mappatura di punti $\left(\frac{q_{sun}}{K_{vap}}, T_{cond}, T_{evap}\right)$:



Figura 105 mappatura terne $\left(rac{q_{sun}}{K_{vap}}, t_{cond}, t_{evap}
ight)$

Si evince che un aumento di q_{sun} , una diminuzione di K_{evap} e un aumento di t_{cond} implicano un aumento della temperatura t_{evap} che lo strato evaporatore deve raggiungere affinché si istauri a regime nella parte terminale dell'evaporatore, in cui la temperatura assume andamento nello spazio costante (esaurito il transitorio iniziale), una pressione di vapore tale da garantire il flusso di vapore di equilibrio termico.

3.6.3. Andamento portata semplificato

In fase di progettazione è possibile quindi assumere temperatura costante nell'evaporatore, almeno nella parte finale di quest'ultimo, tenendo opportunamente conto del tratto iniziale a temperatura variabile che può non essere di entità trascurabile. In particolare, si può approssimare l'andamento della portata specifica nell'evaporatore costante nel tratto iniziale, per poi scendere in maniera lineare in corrispondenza dell'intersezione con la retta relativa all'andamento della portata specifica assumendo temperatura costante nell'evaporatore. Il tratto lineare in questione ha la medesima pendenza della retta intersecata.



Figura 106 In arancione l'approssimazione dell'andamento della portata, in blu il relativo andamento effettivo

L'approssimazione in figura risulta conservativa da un punto di vista idraulico, in quanto, essendo le perdite viscose proporzionale all'integrale della portata specifica rispetto allo spazio, l'andamento arancione ha un'area sottesa maggiore. Sia gli effetti idraulici che gli effetti sulla produttività legati alla presenza del tratto iniziale a evaporazione trascurabile sono riassumibili in un'unica grandezza, ovvero un rendimento dell'evaporatore definito come:

$$\eta_{evap} = \frac{\dot{m}_{imb,effettiva}}{\dot{m}_{imb,T=cost}} < 1$$

È possibile creare delle mappature per stimare l'influenza dei parametri in gioco su η_{evap} . In termini di produttività sostanzialmente restituisce in maniera esatta il valore di portata effettivamente prodotto dall'evaporatore rispetto a quella fornibile teoricamente, quantificando qual è la porzione utile dell'evaporatore effettivamente coinvolta nel processo di evaporazione.

In termini idraulici, approssimando l'andamento della portata specifica nell'evaporatore con due tratti lineari come illustrato nel grafico precedente, avendo quest'ultimo entrambi gli assi adimensionalizzati, si ha che $\eta_{evaporatore}$ in termini di portata corrisponde anche alla percentuale di evaporatore in cui viene assunta portata costante. Dunque, per un dimensionamento più accurato dal punto di vista delle perdite viscose è sufficiente aumentare la resistenza del tratto verticale di $\eta_{evap}L_{evap}$, diminuendo invece della medesima quantità la lunghezza del tratto a evaporazione costante.

3.6.4. Rendimento evaporatore

Di seguito sono riportate delle mappature su come varia η_{evap} , che dà una stima dell'effettiva porzione produttiva dell'evaporatore, al variare delle grandezze precedentemente introdotte $T_{sea}, T_{cond}, q_{sun}, K_{evap}, s$. Essendo in genere il tratto iniziale non eccessivamente esteso ed essendo i calcoli numerici per ogni punto della mappatura non trascurabili, al fine di limitare i tempi computazionali e per migliorare nel complesso la stabilità del metodo risolutivo si è preso come punto iniziale da dare come input a ode15s un punto a una distanza minore $x_{iniziale}$ della lunghezza totale dell'evaporatore. Infatti, è interessante descrivere con accuratezza solo il tratto iniziale per ricavare η_{evap} , dopodiché si ha che T è costante. Tutti i punti prima delle pareti dell'evaporatore e non eccessivamente vicini all'imbocco sono caratterizzati da $\frac{dT}{dx} = 0$ $e \frac{d^2T}{dx^2} = 0$, dunque è irrilevante fra questi assumere un punto piuttosto che un altro come punto di partenza per l'integrazione numerica con il solver ode15s. L'unica differenza sarà la portata specifica iniziale $\dot{m}_{sp,iniziale}$, diversa da 0, la cui lunghezza dell'evaporatore associata è però semplice da ricavare come:

$$L_{evaporatore} = x_{iniziale} + \frac{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{parete}}{\frac{q_{sun}}{s}}\dot{m}_{sp,iniziale}$$

Con T_{parete} ricavata a fine simulazione. Specie per η_{evap} prossimi a 1, il metodo semplificato illustrato è particolarmente conveniente. Deve però essere verificata la condizione che nella distribuzione ottenuta $\frac{d^2T}{dx^2}(x = x_{iniziale}) \approx 0$, viceversa si ha che si è preso come punto iniziale per l'integrazione numerica un punto eccessivamente vicino all'imbocco, con caratteristiche diverse dai punti nella zona prossima alla parete dell'evaporatore. In tal caso è necessario ripetere la simulazione, aumentando il valore di $x_{iniziale}$. Qualora non diversamente specificato, le grandezze non assunte variabili assumono i seguenti valori nei grafici a seguire:

- $\mu \approx 1$, ovvero assumendo la permeabilità al vapore del volume soprastante l'evaporatore prossimo alla permeabilità al vapore dell'aria;
- d≈3mm, ovvero lo spessore del volume coinvolto nella conduzione di vapore;
- s=1mm, ovvero lo spessore dell'evaporatore;
- $T_{cond} = T_{sea} = 293.15 K$ (ovvero 20°C);
- $q_{sun} = 600 \frac{W}{m^2}$, valore tipico di irradianza solare nominale;
- L=1-50 m, il range di lunghezza dell'evaporatore.

Dai primi tre dati deriva:

$$K_{vap} = \frac{\delta_0}{\mu} \cdot \frac{1}{d} = \frac{2 \cdot 10^{-10}}{1} \cdot \frac{1}{3 \cdot 10^{-3}} \frac{\frac{kg}{s}}{m^2 \cdot Pa} \approx 0.67 \cdot 10^{-7} \frac{\frac{kg}{s}}{m^2 \cdot Pa}$$



variazione coefficiente di permeabilità al vapore K_{vap}



Mappando le terne di valori (L_{evap} , K_{vap} , η_{evap}) ottenute come illustrato nell'introduzione di questo paragrafo, si evince innanzitutto una bassa influenza della lunghezza dell'evaporatore L_{evap} su η_{evap} . Proiettando quanto ottenuto sul piano (K_{vap} , η_{evap}):



Figura 108 mappatura valori di $(L_{evap}, K_{vap}, \eta_{evap})$ proiettata sul piano (K_{vap}, η_{evap})

Si ottiene quindi che è possibile con ottima approssimazione stabilire una relazione $\eta_{evap}(K_{vap})$, in quanto l'influenza di L_{evap} è trascurabile. Dal grafico bidimensionale si evince che ai fini di ottenere un evaporatore efficiente è necessario che questo sia caratterizzato da valori di coefficiente di permeabilità al vapore K_{vap} adeguati, non eccessivamente bassi. Essendo infatti la relazione tra le due grandezze approssimabile con un'iperbole, al di sotto di un valore soglia di K_{vap} si ha un crollo

di η_{evap} per via di un asintoto verticale. In tale caso verrebbe a dire che una porzione eccessiva dell'evaporatore è impiegata per riscaldare l'acqua salata in ingresso fino a portarla ad una temperatura tale da garantire una sufficiente pressione di vapore per sostenere il flusso evaporativo. Per valori sufficientemente elevati di K_{vap} si ha un asintoto orizzontale nell'andamento di η_{evap} , dunque in tale zona anche notevoli aumenti di K_{vap} non comportano variazioni significative di η_{evap} .



Variazione irradianza q_{sun}

Figura 109 mappatura valori di $(L_{evap}, q_{sun}, \eta_{evap})$ proiettata sul piano (q_{sun}, η_{evap})

Come per la variazione di K_{vap} , proiettando la mappatura di dati sul piano piano (q_{sun}, η_{evap}) si evince sostanzialmente una relazione $\eta_{evap}(q_{sun})$, in cui l'influenza di L_{evap} è trascurabile. È necessario fare delle considerazioni sul risultato ottenuto. Infatti si ha che, contrariamente a quanto si potrebbe pensare, una maggiore irradianza $\frac{q_{sun}}{s}$ implica una diminuzione nello sfruttamento dell'evaporatore, ovvero di η_{evap} . Questo perché un maggiore $\frac{q_{sun}}{s}$ implica nel tratto a temperatura costante un maggiore flusso evaporativo, il quale a sua volta richiede una maggiore pressione di vapore. Quindi è necessario un tratto di riscaldamento iniziale più lungo per poter portare l'acqua a una temperatura più elevata, che garantisca un'adeguata pressione di vapore. Quanto emerge non è banale, in quanto ci si poteva aspettare che un $\frac{q_{sun}}{s}$ maggiore avrebbe implicato un riscaldamento più rapido dell'acqua nel tratto iniziale, ovvero un aumento di η_{evap} .

- Variazione temperatura acqua di alimentazione T_{sea} (preriscaldamento)

Per il grafico successivo si assume temperatura dello strato condensatore $T_{cond} = 333.15 K$ (ovvero 60°C), così da valutare l'efficacia del preriscaldamento per alimentare gli stadi a maggiore temperatura.



Figura 110 mappatura valori di $(L_{evap}, T_{sea}, \eta_{evap})$ proiettata sul piano (T_{sea}, η_{evap})

Si evince, come prevedibile, un aumento di η_{evap} all'aumentare di T_{sea} , in maniera pressocché lineare. Impiegare acqua di alimentazione a 10°C, piuttosto che acqua di alimentazione preriscaldata a 60°C, può comportare una riduzione di produttività dell'evaporatore ci circa il 10% con il valore di grandezze assunte in questo caso.



Variazione temperatura dello strato condensatore T_{cond}

Figura 111 mappatura valori di $(L_{evap}, T_{cond}, \eta_{evap})$ proiettata sul piano (T_{cond}, η_{evap})

Dal grafico illustrato emerge come man mano risulti sempre meno conveniente alimentare stadi evaporatori a temperatura più elevata con acqua alla stessa temperatura, in questo caso pari a $T_{sea} = 20^{\circ}C$.



Variazione spessore condensatore

Dei parametri visti, lo spessore s è l'unico leggermente più sensibile alla variazione di lunghezza L dell'evaporatore. Per il valore di grandezze in esame, il valore di s influenza poco il rendimento dell'evaporatore η_{evap} , modificandone solo la terza cifra dopo la virgola. Bisogna evidenziare tuttavia come la mappatura illustrata sia irregolare e piena di rumore, probabilmente a causa di banali errori numerici, e non per via della variabilità dello spessore s e della lunghezza L dell'evaporatore. Essendo in ogni caso minima la variabilità di η_{evap} rappresentato, si può considerare quest'ultimo indipendente dallo spessore s dell'evaporatore.

Figura 112 mappatura valori di $(L_{evap}, s, \eta_{evap})$

3.6.5. Assunzione sulla temperatura

Considerando temperatura costante ovunque nell'evaporatore, assumerla pari a quella del mare, trascurandone il valore esatto, non implica perdite di accuratezza degne di nota nella trattazione. Considerando infatti l'andamento della portata specifica nell'evaporatore:

$$\dot{m}_{sp} = \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T} (L - x)$$

Espressa come:

$$\dot{m}_{sp} = \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{\left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right] \cdot \left(1 - \frac{1}{\frac{h_{gl}}{c_w - c_v} - T_{sea}}\Delta T_{evaporatore}\right)} (L - x)$$

~

Con $T_{sea} = 293.15 K$, per valori usuali dei calori specifici coinvolti e dell'entalpia di vaporizzazione, si ha:

$$\frac{1}{\frac{h_{gl}}{c_w - c_v} - T_{sea}} \approx \frac{1}{\frac{2260 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}}}{(4.186 - 1.9) \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}}} - 293.15K}$$

Ovvero:

$$\dot{m}_{sp} = \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{\left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right] \cdot \left(1 - 0.0013 \cdot \Delta T_{evaporatore}\right)} (L - x)$$

Con un $\Delta T_{evaporatore} = 20K$, si ha uno scostamento nel risultato di circa il 2%, per tale motivo non si dedicherà particolare attenzione alla variazione della temperatura $\Delta T_{evaporatore}$, semplificando la trattazione riducendo il numero di variabili coinvolte. È possibile tenere conto dello scostamento sopracitato legato alla variazione di temperatura affinando la modellazione una volta eseguita una prima progettazione di massima del dissalatore.

3.7. Capillare a gomito



Figura 113 a sx la configurazione del flusso a regime, adatta da [56]. A dx il circuito elettrico equivalente sfruttando l'analogia elettrico-idraulica.

A destra il circuito equivalente di un capillare a gomito, ricorrendo all'analogia elettrico-idraulica. Sul tratto orizzontale i parametri, ad eccezione del generatore di tensione non pilotato corrispondente alla pressione capillare, hanno valore infinitesimo. È necessario fare tale suddivisione perché ogni tratto ha un peso diverso essendo attraversato da portata diversa. I generatori pilotati orizzontali non sono opposti al flusso perché tengono conto dell'aumento di pressione dinamica in seguito al rallentamento del flusso causato dall'evaporazione. Il generatore fisso verticale tiene conto anche del termine gravitazionale associato ad H. Si assumono in questa trattazione unitari i rendimenti $\eta_{tr} e \eta_{evap}$ introdotti nei paragrafi precedenti. Inoltre si assume costante nel tempo la temperatura dell'acqua.

3.7.1. Transitorio

Essendo ρ , L e A rispettivamente lunghezza e sezione di una generica condotta, si definisce la grandezza inertanza come [66]:

$$I = \frac{\rho L}{A}$$

Legata a un dislivello di pressione ai capi della condotta in funzione della variazione di portata volumetrica Q nel tempo secondo:

$$\Delta p = I \frac{dQ}{dt}$$

Che in termini infinitesimi, considerando un tratto infinitesimo dx di condotta in cui il flusso subisce un'accelerazione \ddot{x} :

$$\frac{dp}{\rho} = \ddot{x} \, dx$$

Per quanto riguarda le perdite viscose, l'espressione infinitesima del relativo termine è:



 $\frac{dp}{\rho} = \frac{8\mu}{\rho R^2} \dot{x} dx$

Figura 114 principali parametri geometrici del mezzo poroso a gomito, attraverso i quali si stabilirà una relazione tra mezzo poroso e capillare, studiando poi nel dettaglio la dinamica in quest'ultimo.

Modellando un evaporatore di larghezza B, lunghezza L e spessore s come un insieme di capillari in parallelo, si ha che il numero di capillari totali contenuti in un mezzo poroso di porosità ε è circa:



Figura 115 sistema locale di riferimento fisso ξ rispetto a cui misurare l'avanzamento del fronte d'acqua x_{fronte} nell'evaporatore

Fissato un sistema riferimento locale ξ con origine in corrispondenza dell'attacco dell'evaporatore, man mano che ci si allontana da questo, si ha una riduzione nella velocità del flusso d'acqua legato all'evaporazione $\Delta \dot{x}(\xi)$ esprimibile come:

$$\Delta \dot{x}(\xi) = \frac{\frac{\dot{m}_{e,cumulato}(\xi)}{N_{capillari}}}{\rho \pi R^2} = \frac{1}{\rho \pi R^2} \frac{\frac{q_{sun} \mathbf{B} \cdot \xi}{\mathbf{h}_{gl} - (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea}}}{\frac{Bs\varepsilon}{\pi R^2}} = \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{\mathbf{h}_{gl} - (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea}} \xi$$

Si indicano con $\dot{x}_{imb} e \ddot{x}_{imb}$ la velocità e l'accelerazione del flusso all'imbocco del tratto verticale, $\dot{x}(\xi) e \ddot{x}(\xi)$ velocità e accelerazione del flusso variabili lungo l'evaporatore per via dell'evaporazione, $x_{fronte} e \dot{x}_{fronte}$ posizione e velocità del fronte d'acqua che avanza. Nel caso generale di capillare a gomito con tratto verticale non trascurabile, l'equazione relativa al flusso espressa in funzione della porosità ε , dei parametri geometrici relativi al mezzo poroso e delle altre grandezze, è:

$$\begin{cases} \left(H + \frac{7}{6}R\right)\ddot{x}_{imb} + \int_{0}^{x_{fronte}(t)}\ddot{x}(\xi)d\xi = \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - gH - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^{2} - \frac{8\mu}{\rho R^{2}}\left(H\dot{x}_{fronte} + \int_{0}^{x_{fronte}(t)}\dot{x}(\xi)d\xi\right) \\ \Delta\dot{x}(\xi) = \frac{1}{\varepsilon\rho}\frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}}\xi \\ \dot{x}(\xi) = \dot{x}_{imb} - \Delta\dot{x}(\xi) = \dot{x}_{imb} - \frac{1}{\varepsilon\rho}\frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}}\xi \\ \dot{x}_{fronte} = \dot{x}_{imb} - \frac{1}{\varepsilon\rho}\frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}}x_{fronte}(t) \end{cases}$$

Sviluppando i singoli termini, tenendo conto che $\dot{\xi} = 0$, essendo la derivata di una coordinata euleriana fissa nel tempo, si ha:

1)

$$\ddot{x}_{imb} = \ddot{x}_{out} + \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \dot{x}_{out}$$

2)

$$\int_{0}^{x_{fronte}} \ddot{x}(\xi) d\xi = \int_{0}^{x_{fronte}} \frac{d}{dt} \left(\dot{x}_{imb} - \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \xi \right) d\xi$$
$$= \int_{0}^{x_{fronte}} \left(\ddot{x}_{imb} - \frac{1}{\rho \pi R^2} \frac{q_{sun} 2R \cdot \dot{\xi}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right) d\xi = x_{fronte} \ddot{x}_{imb}$$

3)

$$\begin{split} \int_{0}^{x_{fronte}} \dot{x}(\xi) \ d\xi &= \int_{0}^{x_{fronte}} \left(\dot{x}_{imb} - \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \xi \right) d\xi = \\ &= \left(\dot{x}_{fronte} + \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} x_{fronte} \right) x_{fronte} - \frac{1}{2\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} x_{fronte}^2 \end{split}$$

Riassumendo:

$$\left(H + \frac{7}{6}R + x_{fronte}\right) \left(\ddot{x}_{fronte} + \frac{1}{\varepsilon\rho} \frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \dot{x}_{fronte}\right) =$$

$$= \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - gH - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2} \left[\left(\dot{x}_{fronte} + \frac{1}{\varepsilon\rho} \frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} x_{fronte}\right) (H + x_{fronte}) - \frac{1}{2\varepsilon\rho} \frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} x_{fronte}^2 \right]$$

Raggruppando le costanti in fattori, si ottiene:

 $(a + x_{fronte})\ddot{x}_{fronte} = d - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2 - \dot{x}_{fronte}(bH + ac) - (b + c)\dot{x}_{fronte}x_{fronte} - \frac{1}{2}bcx_{fronte}^2 - bcHx_{fronte}$

Con:

$$a = H + \frac{7}{6}R$$
$$b = \frac{8\mu}{\rho R^2}$$
$$c = \frac{1}{\epsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sec}}$$
$$d = \frac{2\sigma \cos \theta}{\rho R} - gH$$

L'espressione finale relativa al moto in un capillare a gomito risulta abbastanza più complessa rispetto al caso di capillare puramente verticale, perché, a causa dell'evaporazione, la velocità di efflusso in corrispondenza del menisco non è uguale a quella nel resto del capillare. Risolvere in maniera esplicita l'equazione differenziale ottenuta risulta eccessivamente complesso, motivo per il quale si è ricorso al software Simulink. L'implementazione del relativo schema a blocchi, considerando angolo di contatto fisso pari a 0°, non risulta particolarmente complesso, come si può vedere dalla figura successiva:



Figura 116 schema simulink relativa alla dinamica del flusso in un capillare orizzontale irradiato dal sole

Come condizioni iniziali si sono imposte $\dot{z}(t=0) = 0 m/s$ e z(t=0) = 0 m.

Riprendendo la grandezza η_s precedentemente definita:

$$\eta_s = \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\frac{2\sigma}{\rho R}}$$

Al variare di q_{sun} , diametro e η_s (quindi di H), si ottengono i seguenti grafici:

variazione diametro



Figura 117 andamento nel tempo della posizione del fronte orizzontale, a seconda del diametro del capillare

La variazione di diametro influenza fortemente la fase di avvio. Dalla tangente all'andamento nel tempo della posizione del fronte, le velocità raggiunte sono decisamente più elevante nel caso di diametri più grandi, dunque per capillari a gomito è molto rilevante diminuire le perdite viscose. Inoltre, il diametro influenza notevolmente anche le dinamiche a lungo termine, infatti, nel caso di diametri dei pori maggiori, a regime il fronte raggiunge distanza molto elevate in caso di diametri grandi (e.g. 8m per D=2mm contro 1m per D=0.1mm). A un diametro più grande è quindi associata una minore tendenza al dry-out, tuttavia bisogna tenere conto che il grafico è a parità di η_s , dunque i tre diametri consentiranno quote di attacco H differenti, come mostrato nella figura successiva.



Figura 118 altezze H dei capillari a gomito al variare del diametro D del capillare, fissato $\eta_s = 53\%$

- variazione irradianza q_{sun}



Figura 119 andamento nel tempo della posizione del fronte orizzontale, a seconda dell'irradianza solare per unità di spessore del mezzo poroso

La variazione di irradianza non influenza minimamente la fase di avvio, ragionevole in quanto l'evaporazione termica richiede tempi maggiori rispetto alle dinamiche puramente idrauliche. Dopo circa mezz'ora l'effetto del riscaldamento solare incrementa, in particolare si ha che per irradianze elevate il fronte si arresta dopo poco più di un'ora dall'avvio, raggiungendo distanza relativamente non elevate, dell'ordine dei metri. Nel caso di irradianza pari a 0 il fronte avanza illimitatamente, con una velocità tuttavia che va asintoticamente tendendo a 0.

- variazione η_s



Figura 120 andamento nel tempo della posizione del fronte orizzontale, a seconda del rendimento di salita, ovvero della pressione d capillare disponibile per il tratto orizzontale rispetto a quella totale

La variazione di η_s influenza decisamente la fase di avvio, con un aumento netto di velocità iniziale nel caso in cui la maggior parte della pressione capillare venga sfruttata per il flusso orizzontale, piuttosto che per il flusso verticale. La quota di attacco influenza notevolmente anche la distanza raggiunta, infatti maggiori carichi gravitazionali impediscono al fronte di estendersi notevolmente, da cui deriva una maggiore vulnerabilità al dry-out. Nei 3 casi le quote di attacco H valgono per η_s 100%, 50% e 10% rispettivamente 0 cm, 2.6 cm e 1.45 cm.

3.7.2. Transitorio semplificato

Dai grafici ottenuti precedentemente con Simulink si può dedurre l'influenza più o meno marcata dei parametri esaminati sul flusso in un capillare orizzontale. Tuttavia, sebbene tali simulazioni, tenendo in conto di tutti i termini, risultino più precise, il numero dei casi trattati è limitato. Se si vuole avere una panoramica chiara del fenomeno è necessario estendere l'analisi condotta a un numero molto maggiore di casistiche. Ciò risulta proibitivo in termini di tempi di calcolo, ad esempio, fissando 2 delle 5 variabili legate al moto tra H, R, q_{sun}/s , posizione raggiunta x e tempo t, nel caso di t_{finale} =1h e q_{sun}/s =600 W/mm, per analizzare 100x100 casistiche (H, R) eseguendo un ciclo di simulazioni su Simulink, sono necessari circa 45 minuti (minore o maggiore in base alle prestazioni del calcolatore). Fissando solo t_{finale} =1h, le casistiche (H, R, q_{sun}/s) salgono ad almeno 100x100x100 per avere dei risultati accurati, il che non è sostenibile.

Si è allora deciso di trascurare con determinati criteri i termini meno influenti, o tendenti a 0 al passare del tempo, così da semplificare la trattazione, cercando di minimizzare le perdite in precisione, di cui si può comunque tenere conto, ad esempio, maggiorando o diminuendo di opportuni coefficienti i risultati finali. Per un mezzo poroso a gomito, stimare anche solo l'ordine di grandezza dei tempi d'impregnamento risulta molto importante per capire se una determinata configurazione è ragionevole o meno.

Tenendo in conto di quanto ottenuto dalle prime simulazioni su Simulink e tenendo in conto anche delle assunzioni fatte in altri modelli presenti in letteratura [63], come l'equazione di Washburn per flusso in un capillare orizzontale con termine gravitazione trascurabile, si è proceduto dalla trattazione al paragrafo precedente:

$$(a + x_{fronte})\ddot{x}_{imb} = d - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2 - b\left[\left(\dot{x}_{fronte} + c x_{fronte}\right)\left(H + x_{fronte}\right) - \frac{1}{2}cx_{fronte}^2\right]$$

Trascurando il termine inerziale, rilevante solo durante l'avvio del moto o nel caso di dinamiche molto veloci:

$$0 = d - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2 - b\left[\left(\dot{x}_{fronte} + c x_{fronte}\right)\left(H + x_{fronte}\right) - \frac{1}{2}cx_{fronte}^2\right]$$

Essendo $x_{fronte}(t)$ in genere dell'ordine dei metri ed H dei mm, si può nella maggior parte dei casi trascurare quest'ultimo rispetto al primo. In linea di massima ciò potrebbe non essere valido solo se il diametro del capillare è molto piccolo, se le condizioni di lavoro sono molto gravose in termini q_{sun}/s o se il rendimento di salita è molto basso, ovvero se rimane poca pressione capillare per sostenere il flusso orizzontale. Quest'ultimi casi, in cui trascurare determinati termini può rendere inaccurati i risultati, sono in genere casi di minore interesse e possono comunque essere valutati singolarmente e con precisione su Simulink. Con l'assunzione fatta si ottiene:

$$0 = d - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2 - bx_{fronte}\dot{x}_{fronte} - \frac{1}{2}bcx_{fronte}^2$$

Rimane il termine relativo alla pressione dinamica $\frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2$ che impedisce un conveniente raggruppamento delle variabili per diminuire il numero di casistiche da studiare. In letteratura [63],

nell'equazione di Washburn viene trascurato. È un'assunzione ragionevole in quanto raccogliendo a fattor comune \dot{x}_{fronte} , si ha:

$$0 = d - \left(\frac{1}{2}\dot{x}_{fronte} + bx_{fronte}\right)\dot{x}_{fronte} - \frac{1}{2}bcx_{fronte}^{2}$$

La costante b, valutandola in unità di misura del sistema internazionale e assumendo che il raggio del capillare sia dell'ordine dei millimetri, si ottiene:

$$b \approx \frac{8 \cdot 8,94 \ 10^{-4}}{1000 \cdot \left(\frac{R[mm]}{1000}\right)^2} \approx \frac{7}{(R[mm])^2}$$

A sua volta b moltiplica x_{fronte} , che è dell'ordine dei metri. Il termine $\frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}$, tranne che nei primissimi istanti, è invece dell'ordine di qualche mm/s, dunque millesimi di m/s, tendendo a 0 man mano che il flusso avanza. È dunque trascurabile ai fini del calcolo dei tempi di impregnamento. Si giunge così a:

$$0 = d - bx_{fronte} \dot{x}_{fronte} - \frac{1}{2} bc x_{fronte}^2$$

Esplicitando i fattori:

$$0 = \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - gH - \frac{8\mu}{\rho R^2} x_{fronte} \dot{x}_{fronte} - \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho R^2} \frac{1}{\epsilon \rho} \frac{\frac{4sun}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} x_{fronte}^2$$

n

Le variabili presenti 5, ovvero R, H, x_{fronte} , t e $\frac{q_{sun}}{s}$.

Ponendo:

$$\frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - gH = \eta_s \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R}$$

Si ottiene:

$$0 = \eta_s \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - \frac{8\mu}{\rho R^2} x_{fronte} \dot{x}_{fronte} - \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho R^2} \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} x_{fronte}^2$$

Che opportunamente manipolata diventa:

$$0 = \frac{2\sigma\cos\theta}{16\mu} - \frac{x_{fronte}}{\sqrt{\eta_s 2R}} \frac{\dot{x}_{fronte}}{\sqrt{\eta_s 2R}} - \frac{1}{2\varepsilon\rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \left(\frac{x_{fronte}}{\sqrt{\eta_s 2R}}\right)^2$$

In cui aggregando le variabili è possibile ottenerne soltanto 3, diminuendo esponenzialmente i tempi computazionali. Ulteriori vantaggi sono inoltre la possibilità di rappresentare in un unico grafico tutti i dati ottenuti e la possibilità di risolvere esplicitamente, con l'ausilio di Wolfram la nuova equazione del moto, praticamente azzerando i tempi di calcolo per ottenere la mappatura dei risultati.

Definita la nuova variabile $x_{corretto}$ e raggruppando in fattori le costanti:

$$x_{corretto} = \frac{x_{fronte}}{\sqrt{\eta_s D}} = \frac{x_{fronte}}{\sqrt{\left(1 - \frac{\rho g H \cdot D}{4\sigma \cos \theta}\right) D}}$$
$$d^* = \frac{2\sigma \cos \theta}{16\mu}$$
$$c^* = \frac{1}{2\epsilon\rho} \frac{1}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}$$

Si ha:

$$0 = d^* - x_{corretto} \dot{x}_{corretto} - c^* \frac{q_{sun}}{s} x_{corretto}^2$$

Che in forma esplicita diventa:

Input interpretation

$$\left\{0 = d - x(t) \times \frac{\partial x(t)}{\partial t} - c q x(t)^2, x(0) = 0\right\}$$

Differential equation solution

$$x(t) = \frac{\sqrt{d - d e^{-2cqt}}}{\sqrt{c} \sqrt{q}}$$

Figura 121 Equazione data come input a Wolfram e relativa soluzione esplicita

Ovvero:

$$x_{corretto} = \frac{x_{fronte}}{\sqrt{\eta_s D}} = \sqrt{\left(1 - e^{-\frac{q_{sun}}{s}} \left(1 - e^{-\frac{q_{sun}}{s}}\right) \frac{\varepsilon \rho \sigma \cos \theta \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}\right]}{4\mu \frac{q_{sun}}{s}}\right)}$$

Avendo impostato come condizione iniziale $x_{corretto}(t = 0)$ =0.

Nell'espressione di $x_{corretto}$ è possibile individuare una costante di tempo caratteristica a cui è associato il tempo di fine transitorio:

$$\tau = \frac{\varepsilon \rho \left[\mathbf{h}_{gl} - (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea} \right]}{\frac{q_{sun}}{s}}$$

Il tempo dopo il quale si ha l'arresto del fronte d'acqua in un mezzo poroso ipotizzato illimitato dipende principalmente dall'irradianza solare per unità di spessore del mezzo poroso, in maniera

inversamente proporzionale. Per $\frac{q_{sun}}{s} = 0$ il fronte avanza in maniera illimitata, a meno che il mezzo poroso sia di estensione limitata.



I grafici associati alla soluzione del transitorio semplificato sono:

Figura 122 Mappatura del transitorio semplificato in funzione dei parametri caratteristici, con il tempo lungo l'asse x, la variabile $x_{corretto}$ lungo l'asse y e la variabile $\frac{q_{sun}}{c}$ lungo l'asse z



Figura 123 simulazione simulink relativa alla simulazione del moto completa, senza trascurare termini, per verificare l'accuratezza del transitorio semplificato

Va evidenziato confrontando le due figure ottenute, come la soluzione analitica ottenuta semplificando il transitorio non si discosti particolarmente dalla soluzione numerica dell'equazione completa, ricavata con Simulink.



Figura 124 Mappatura del transitorio semplificato in funzione dei parametri caratteristici. Le variabili sono le stesse della mappatura precedente, tuttavia adesso si ha il tempo lungo l'asse y, $\frac{q_{sun}}{s}$ lungo l'asse y e la variabile $x_{corretto}$ lungo l'asse z

Dal grafico precedente emerge la messa in acqua del dissalatore è meglio farla la sera, quando $\frac{q_{sun}}{s} \approx 0$, in quanto $x_{corretto}$ raggiunge valori elevati nei tempi minori, dunque si ha un più rapido impregnamento del mezzo poroso, a parità di $\eta_s D$, ovvero di H e di D. Ciò è necessario affinché il dissalatore possa entrare in operatività.

È possibile individuare un significato fisico dei parametri $\frac{q_{sun}}{s}$ e $x_{corretto}$. In particolare, il primo è legato alla sensibilità termica del mezzo poroso in esame, e si ha che in esso diventano più evidenti fenomeni quali l'evaporazione al crescere dell'irradianza o al diminuire dello spessore del mezzo poroso. Una forte evaporazione legata a un valore elevato di $\frac{q_{sun}}{s}$ implica, com'è visibile dalla mappatura, valori minori di $x_{corretto}$ raggiunti nel tempo minori, quindi un'insorgenza più veloce del fenomeno del dry-out a parità di $\eta_s D$ (considerando mezzo poroso illimitato). Valori minori di $x_{corretto}$ sono correlati a distanze minore raggiunte dal fronte. È stata inserita la dicitura corretto in quanto tale variabile è pari al valore della distanza raggiunta dal fronte modificata dal fattore $\frac{1}{\sqrt{\eta_s D}}$.

L'argomento della radice è proporzionale alla pressione capillare disponibile per il tratto orizzontale moltiplicata per il diametro D dei pori al quadrato. A quest'ultimo termine sono inversamente proporzionali le perdite viscose, si ha che:

$$\frac{1}{\sqrt{\eta_s D}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{4\sigma}{\rho D} - gH}} \propto \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{4\sigma}{\rho D} - gH\right) \cdot D^2}}$$

Sostanzialmente, a parità di $x_{corretto}$, la distanza maggiore è raggiunta nel mezzo poroso in cui il prodotto tra pressione capillare disponibile per il tratto orizzontale e diametro dei pori al quadrato (quest'ultimo termine aumenta nel caso di perdite viscose minime) è maggiore, com'era ragionevole

aspettarsi. $x_{corretto}$ relaziona la distanza raggiunta dal fronte nel tempo alla pressione capillare disponibile per poterlo fare e alle perdite viscose da sostenere.

Può essere inoltre ricavata al variare del tempo la portata corretta distillata per unità di sezione trasversale (ovvero larghezza B * spessore s) di mezzo poroso:

$$\dot{m}_{sp,evap,corretta} = \frac{\dot{m}_{sp,evap}}{\sqrt{\eta_s D}} = \varepsilon \rho \frac{\left(\dot{x}_{fronte+} \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} x_{fronte}\right) - \dot{x}_{fronte}}{\sqrt{\eta_s D}}$$

Ovvero:

$$m_{sp,evap,corretta} = \frac{1}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \frac{q_{sun}}{s} x_{corretta}$$

Da un punto di vista fisico, $\dot{m}_{sp,evap,corretta}$ mette sostanzialmente in relazione la portata distillata nel tempo per unità di sezione trasversale di mezzo poroso alla pressione capillare disponibile per poterlo fare e alle perdite viscose da sostenere.



Figura 125 Mappatura portata corretta in funzione dei parametri caratteristici del transitorio semplificato

3.7.3. Regime

A regime è possibile elaborare l'equazione generale del flusso in un capillare a gomito così da ottenere un grafico con tre variabili, tale per cui siano compresi tutti i possibili casi di lavoro, incluse le condizioni limite non facilmente valutabili a priori (es. nel caso in cui le perdite viscose nel tratto verticale non siano trascurabili rispetto a quelle nel tratto orizzontale). Così facendo, a partire da:

$$\left(H + \frac{7}{6}R + x_{fronte}\right) \left(\ddot{x}_{fronte} + \frac{1}{\epsilon\rho} \frac{q_{sun}}{\mathsf{h}_{gl} - (\mathsf{c}_w - \mathsf{c}_v)\mathsf{T}_{sea}} \dot{x}_{fronte}\right) = \\ = \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} - gH - \frac{1}{2}\dot{x}_{fronte}^2 - \frac{8\mu}{\rho R^2} \left[\left(\dot{x}_{fronte} + \frac{1}{\epsilon\rho} \frac{q_{sun}}{\mathsf{h}_{gl} - (\mathsf{c}_w - \mathsf{c}_v)\mathsf{T}_{sea}} x_{fronte}\right) (H + x_{fronte}) - \frac{1}{2\epsilon\rho} \frac{q_{sun}}{\mathsf{h}_{gl} - (\mathsf{c}_w - \mathsf{c}_v)\mathsf{T}_{sea}} x_{fronte}^2 \right] \right]$$

Considerando $\theta = 0^{\circ}$ ed essendo a regime $\ddot{x}_{fronte} = 0$, $\dot{x}_{fronte} = 0$ (il fronte rimane fermo):

$$0 = \frac{2\sigma}{\rho R} - gH - \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho^2 R^2 \varepsilon} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} x_{fronte}^2 - \frac{8\mu}{\rho^2 R^2 \varepsilon} \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} Hx_{fronte}$$

Adottando gli stessi fattori visti nella simulazione Simulink al paragrafo precedente, si ha:

$$0 = d - \frac{1}{2}bcx_{fronte}^2 - bcHx_{fronte}$$

Da cui, rinominando la posizione x_{fronte} di equilibrio come $L_{critico}$, essendo la massima distanza che il fronte raggiunge a seconda delle condizioni di funzionamento:

$$L_{critico} = H\left(\sqrt{1 + 2\frac{d}{bcH^2}} - 1\right) = H\left(\sqrt{1 + 2\frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\frac{8\mu}{\rho R^2}\frac{1}{\varepsilon\rho}\frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}H^2}} - 1\right)$$

Ponendo $\frac{2\sigma}{\rho R} - gH = \eta_s \frac{2\sigma}{\rho R}$ e manipolando l'espressione, si giunge a:

$$L_{critico}R = (1 - \eta_{s})\frac{2\sigma}{\rho g} \left(\sqrt{\frac{1 + 2\frac{\varepsilon\rho^{3} g^{2} \left[h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}\right]}{16\sigma\mu \left(\sqrt[3]{\frac{q_{sun}}{s}\frac{1}{R}}\right)^{3} \cdot \frac{(1 - \eta_{s})^{2}}{\eta_{s}}} - 1 \right)$$

Utilizzando i diametri anziché i raggi, è possibile raggruppare le restanti variabili come di seguito:

$$L_{critico,apparente} = L_{critico} \cdot D$$
$$fattore\ termico = \sqrt[3]{\frac{q_{sun}}{s}} \frac{1}{D}$$

Il grafico associato all'espressione ottenuta è:



Figura 126 Mappatura dei parametri caratteristici del regime orizzontale

Elevata pressione capillare disponibile per il tratto orizzontale, legata a η_s elevati, garantisce in generale maggiore resistenza al dry-out in termini di $L_{cr}D$. Il diametro D dei pori ha una doppia influenza. Infatti a pari prodotto $L_{cr}D$, minori diametri consentono un maggiore L_{cr} in quanto forniscono maggiore pressione capillare, dunque il fattore $L_{cr}D$ a questo aspetto idraulico. Tuttavia, diametri minori aumentano anche il peso del fattore termico, che aumenta anche all'aumentare dell'irradianza solare e al diminuire dello spessore s del mezzo poroso. Un aumento del fattore termico comporta una diminuzione notevole della resistenza al dry-out in termini di $L_{cr}D$. Ciò è legato al fatto che un maggiore fattore termico comporta un aumento delle perdite viscose, che crescono con l'irradianza per unità di spessore per via dell'aumento di portata in circolo indotto dall'evaporazione, e crescono al diminuire del diametro dei pori, in quanto ciò comporta un aumento della resistenza idraulica.

3.7.4. Regime semplificato

Dalla soluzione relativa all'equazione semplificata del flusso in un capillare a gomito, è possibile ricavare in maniera immediata la distanza massima $L_{critico,coretta}$ raggiunta dal fluido irradiato dal sole. Calcolando il valore di $x_{corretto}$ per t $\rightarrow \infty$, si ottiene una relazione 2D:

$$L_{critico,coretto} = \frac{L_{critico}}{\sqrt{\eta_s D}} = \sqrt{\frac{\epsilon\rho\sigma[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]}{4\mu\frac{q_{sun}}{s}}}$$

Dal punto di vista fisico $L_{critico,coretta}$ mette in relazione la massima distanza raggiungibile $L_{critico}$ dal fronte d'acqua a $\eta_s D$, ovvero alla pressione capillare disponibile per poterlo fare e alle perdite viscose da sostenere (come visto nel paragrafo 3.7.2.).

Di seguito il grafico associato:



Figura 127 grafico 2D parametri caratteristici del regime semplificato

La differenza rispetto al valore di distanza critica ottenuta con il metodo non semplificato sta sostanzialmente nel trascurare il termine in cui compare Hx_{out} (legato alle perdite viscose nel tratto verticale) rispetto al termine con x_{out}^2 (legato alle perdite viscose nel tratto orizzontale).

3.8. Salinità

Affinché il dissalatore possa mantenere performance elevate è importante che non si raggiungano nell'evaporatore delle concentrazioni saline elevate, tali da essere difficilmente smaltibili prima del successivo ciclo operativo. Si ha infatti che:

- Una salinità maggiore implica un aumento del coefficiente di attività della soluzione da dissalare: ciò richiederà un gradiente termico maggiore nello stadio affinché l'evaporazione avvenga;
- Un accumulo di sale sino a saturazione comporta una progressiva ostruzione dei condotti del materiale poroso, rendendo gradualmente più difficile il passaggio dell'acqua.

Si condurrà inizialmente un'analisi dei tempi tali per cui l'evaporazione comporta il raggiungimento di determinate condizioni critiche dal punto di vista salino; in seguito, si valuteranno possibili modi per smaltire la salamoia, ripristinando la concentrazione iniziale nell'evaporatore o limitandone in ogni caso l'aumento.

3.8.1. Discretizzazione

Dato che l'accumulo di sale durante il transitorio non è in genere rilevante, specie se l'impregnamento dell'evaporatore avviene durante le ore notturne (in ogni caso, l'unica differenza è che si avrà una diversa distribuzione iniziale di salinità), si assume a inizio simulazione un evaporatore già completamente riempito d'acqua, con concentrazione salina ovunque pari a $a_{mare} \approx 35g/l$.



Figura 128 schematizzazione generico volume di controllo Ω e flussi alla frontiera

Considerando un generico volume di controllo Ω e la relativa frontiera fissa nel tempo $\partial \Omega$, è possibile ricavare con un approccio Euleriano l'equazione differenziale alle derivate parziali che sta alla base del fenomeno di accumulo salino. Imponendo il bilancio in massa di sale, si ha:

$$\frac{d}{dt}\int_{\Omega}\rho a = -\oint_{\partial\Omega}\sum_{i}\overline{\Phi}_{i}\cdot\overline{n}$$

Il termine a sinistra dell'uguale è la variazione totale di sale nel volume di controllo Ω . Il termine a destra è invece legato ai flussi di massa salina alla frontiera, tali da apportare o sottrarre sale da Ω . Nell'equazione riportata non si ha alcun termine sorgente, dunque la massa salina è una grandezza conservata.

Vi è la componente del flusso tangente alla frontiera $\partial\Omega$ che dà contributo nullo in termini di variazione di sale in Ω . Si ricorre allora al prodotto scalare $\overline{\Phi}_i \cdot \overline{n}$ per determinare il flusso effettivo in ingresso o in uscita dal volume di controllo. Essendo la normale \overline{n} alla frontiera $\partial\Omega$ definita positiva se uscente, in caso di flusso specifico entrante si ha $\overline{\Phi}_i \cdot \overline{n} < 0$. In quanto entrante, causa un aumento nel tempo > 0 di sale in Ω : per evitare discordanze nei segni, bisogna uguagliare il termine derivante dall'integrale di volume Ω , ovvero la variazione di sale nel volume di controllo nel tempo, all'integrale di flusso alla frontiera cambiato di segno, come da equazione riportata. In questa maniera a un flusso entrante corrisponderà un aumento di sale nel volume di controllo, se uscente invece l'opposto.

Nell'equazione rappresentata compare una sommatoria di flussi specifici $\sum_i \overline{\Phi}_i$ poiché possono essere di natura diversa. Tutti contribuiscono al bilancio di sale finale. Per quanto riguarda l'accumulo salino è possibile individuare due flussi principali:

$$\overline{\Phi}_{avvettivo} = \overline{\dot{m}}_{sp}a$$
$$\overline{\Phi}_{diffusivo} = -D\overline{\nabla}a$$

- Il $\overline{\Phi}_{avvettivo}$ è legato contributo avvettivo alla frontiera di sale, trasportato dall'acqua in ingresso e in uscita dal volume di controllo. \overline{m}_{sp} è la portata di acqua salata per unità di sezione che attraversa l'evaporatore;
- Il $\overline{\Phi}_{diffusivo}$ deriva dal fatto che se nel volume di controllo si ha alla frontiera una concentrazione salina maggiore rispetto all'esterno ($\overline{\nabla}a<0$), secondo la legge di Fick si genera un flusso di sale uscente dalla frontiera ($\overline{\Phi}_{diffusivo} > 0$), diretto dalla zona a maggiore concentrazione a quella a minore concentrazione. È necessario porre un meno di fronte al gradiente così da non avere discordanze nei segni. Il valore di D per sale in soluzione acquosa

è pari a
$$D = D_{Fick,NaCl} \cdot \rho_{water} = 1,99 \cdot 10^{-9} \frac{m^2}{s} \cdot 1000 \frac{kg}{m^3} = 1,99 \cdot 10^{-6} \frac{kg}{m \cdot s}$$
[34]

Sostituendo nell'equazione generale si ha:

$$\frac{d}{dt}\int_{\Omega}\rho a = -\oint_{\partial\Omega}(\overline{\Phi}_{diffusivo} + \overline{\Phi}_{avvettivo})\cdot \overline{n}$$

È possibile scambiare la derivata nel tempo con l'integrale di volume in quanto la frontiera di Ω è stata assunta fissa, non variabile nel tempo. Dunque:

$$\int_{\Omega} \frac{d}{dt} (\rho a) = - \oint_{\partial \Omega} - D \overline{\nabla} a \cdot \overline{n} - \oint_{\partial \Omega} \overline{\dot{m}}_{sp} a \cdot \overline{n}$$

Sfruttando il Teorema di Gauss è possibile trasformare integrali di superficie in integrali di volume:

$$\int_{\Omega} \frac{d}{dt} (\rho a) = \int_{\Omega} \overline{\nabla} \cdot (D\overline{\nabla}a) - \int_{\Omega} \overline{\nabla} \cdot (\overline{m}_{sp}a)$$

Essendo la legge ricavata valida per qualunque volume Ω piccolo a piacere, è possibile scrivere:

$$\frac{d}{dt}(\rho a) = \overline{\nabla} \cdot (D\overline{\nabla}a) - \overline{\nabla} \cdot (\overline{m}_{sp}a)$$

Essendo inoltre $\overline{\dot{m}}_{sp} = \epsilon \rho \dot{z}$, ipotizzando ϵ , ρ e D costanti, si ottiene:

$$\rho \dot{a} = D\Delta a - \varepsilon \rho \overline{\nabla} \cdot (\dot{z}a)$$

In 1D l'equazione diventa:

$$\rho \frac{\partial a}{\partial t} = D \frac{\partial^2 a}{\partial x^2} - \varepsilon \rho \frac{\partial (\dot{z}a)}{\partial x}$$

Dalla formulazione generale si passa all'analisi della configurazione di interesse. In particolare, assumendo un evaporatore di lunghezza L, in cui la temperatura è costante ovunque e la portata alla parete del dissalatore (in x=L) è nulla, si ha che:

$$\dot{z} = \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \left(1 - \frac{x}{L}\right)$$

Come ricavato al paragrafo 3.6.4.

Posto
$$x_{adim} = \frac{x}{L}$$
, con $L \le L_{critico}$:

$$\rho \frac{\partial a}{\partial t} = \frac{D}{L^2} \frac{\partial^2 a}{\partial x_{adim}^2} - \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \frac{\partial [(1 - x_{adim})a]}{\partial x_{adim}}$$

In cui non compaiono parametri relativi al tratto verticale del mezzo poroso: la salinità dipende solo dai parametri dell'evaporatore, ovvero del tratto orizzontale.



Figura 129 schema discretizzazione 1D

Scelto un determinato passo Δx_{adim} , discretizzando nello spazio con differenze finite 1D secondo il metodo Upwind i rapporti incrementali primi così da mitigare eventuali instabilità numeriche essendo un problema diffusivo-avvettivo, al generico nodo della discretizzazione di indice j si ha:

$$\rho \dot{a}_{j} = \frac{D}{L^{2}} \frac{a_{j+1} - 2 a_{j} + a_{j-1}}{\Delta x_{adim}^{2}} - \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} \frac{(1 - x_{adim,j})a_{j} - (1 - x_{adim,j-1})a_{j-1}}{\Delta x_{adim}}$$

Da cui:

$$\rho \dot{a}_{j} - \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j-1}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right] a_{j-1} + \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + 2\frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right] a_{j} - \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}} a_{j+1} = 0$$

In forma matriciale:

$$\rho I \dot{a} + A a = 0$$

Con I matrice identità, A matrice di rigidezza.

Per determinare la soluzione del problema in questione è necessario imporre le condizioni al contorno, in particolare:

1) Condizione di Dirichlet: $a_0(x_{adim} = 0, t) = a_{sea}$, in quanto il mare è considerabile una capacità salina. Dunque, per j=1:

$$\rho \dot{a}_{1} - \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j-1}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right] a_{0} + \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + 2\frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right] a_{1} - \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}} a_{2} = 0$$

Da cui:

$$\rho\dot{a}_{1} + \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s}\frac{1 - x_{adim,j}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + 2\frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right]a_{1} - \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}a_{2} = \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s}\frac{1 - x_{adim,j-1}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right]a_{sea}$$

Che implica una modifica della forzante $b_1(t)$:

$$b_{1}(t) = \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j-1}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right]a_{sea}$$

2) Condizione di Neumann: $\frac{\partial a}{\partial x_{adim}}(x_{adim} = 1, t) = 0$, in quanto alla frontiera, vista la presenza delle pareti del dispositivo, non si ha alcuno scambio diffusivo di sale. Per j=N, utilizzando un rapporto incrementale centrato per approssimare la derivata prima, si ha:

$$\frac{a_{N+1} - a_{N-1}}{2\,\Delta x_{adim}} = 0$$

Ovvero:

$$a_{N+1} = a_{N-1}$$

Essendo:

$$\rho \dot{a}_{1} - \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s}\frac{1 - x_{adim,j-1}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right] a_{N-1} + \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s}\frac{1 - x_{adim,j}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + 2\frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}}\right] a_{N} - \frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}} a_{N+1} = 0$$

Per l'ultima riga della matrice di rigidezza si ha:

$$\rho \dot{a}_{1} - \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j-1}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + 2\frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}} \right] a_{N-1} + \left[\frac{\frac{q_{sun}}{s} \frac{1 - x_{adim, j}}{\Delta x_{adim}}}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v})T_{sea}} + 2\frac{D}{(\Delta x_{adim}L)^{2}} \right] a_{N} = 0$$

- Variazione L





Confrontando i risultati ottenuti, si ha che solo valori millimetrici di lunghezza dell'evaporatore influenzano il fenomeno di accumulo salino, agendo sul termine diffusivo in cui compare un fattore $\frac{1}{L^2}$. Ciò comporta un andamento della concentrazione di sale più regolare, curvilineo, diminuendo la lunghezza del tratto finale in cui la concentrazione rimane circa costante al variare di x. Tale tratto risulta decisamente più evidente per L=1m e L=100m. In ogni caso un beneficio associato alla diminuzione notevole di L (<1cm), non attuabile per via dell'azzeramento sostanziale della produttività, sta nella minore porzione di evaporatore a concentrazione limite in un punto qualsiasi dell'evaporatore, si ha un leggero miglioramento rispetto agli altri casi. Per L maggiori di 1m, l'evoluzione temporale della concentrazione salina nel dispositivo è sostanzialmente la stessa.

- Variazione $\frac{q_{sun}}{s}$



Figura 131 Evoluzioni temporali della concentrazione salina al variare di $\frac{q_{sun}}{s}$
A parità di altri parametri, il fattore $\frac{q_{sun}}{s}$ ha un'influenza molto marcata sull'evoluzione temporale della concentrazione salina nel dispositivo. Fissando l'irradianza q_{sun} a $600 \frac{W}{m^2}$, nel caso di spessore pari a 1mm si ha che dopo soltanto circa 1.3 ore di funzionamento il dispositivo è prossimo alla saturazione nei punti più critici (con $a_{sat} \approx 200 g/l$). Un semplice raddoppio dello spessore a 2mm comporta, dopo sempre 1.3 ore, una decisa diminuzione delle concentrazioni raggiunte nei punti più critici, in particolare da oltre 200g/l a meno di 100g/l. Uno spessore invece di 6 mm riduce ulteriormente le concentrazioni raggiunte nei punti critici dopo 1.3 ore a circa 50g/l, meno del doppio della concentrazione salina dell'acqua di alimentazione. Da ciò si evince il ruolo cruciale nella scelta dello spessore dello strato evaporatore, specie perché in genere, in particolare per dissalatori solari termici, non è possibile agire diminuendo q_{sun} , fissata dall'ambiente esterno, assumendo valori dell'ordine di $500 \frac{W}{m^2}$.

3.8.2. Accumulo salino semplificato

Il valore del coefficiente D precedentemente illustrato è pari a circa $D = 1,99 \cdot 10^{-6} \frac{kg}{m \cdot s}$ [34], per cui, a partire da:

$$\rho \frac{\partial a}{\partial t} = \frac{D}{L^2} \frac{\partial^2 a}{\partial x_{adim}^2} - \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \frac{\partial [(1 - x_{adim})a]}{\partial x_{adim}}$$

Si ha numericamente, adottando unità di misura del sistema internazionale e utilizzando valori tipici delle grandezze coinvolte, assumendo $T_{sea} \approx 293K$:

$$\rho \frac{\partial a}{\partial t} = \frac{1,99 \cdot 10^{-6}}{L^2} \frac{\partial^2 a}{\partial x_{adim}^2} - 6,26 \cdot 10^{-7} \frac{q_{sun}}{s} \frac{\partial [(1 - x_{adim})a]}{\partial x_{adim}}$$

Il coefficiente che moltiplica la derivata seconda è in genere ordini di grandezza inferiore rispetto al coefficiente che moltiplica la derivata prima, a meno di L<<1m e $\frac{q_{sun}}{s} \approx 0$. Per tale motivo è possibile nella maggior parte dei casi trascurare il fenomeno diffusivo, trattandosi di un problema a convezione dominante.

Così facendo si ha:

$$\frac{\partial a}{\partial t} + \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{\rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]} \frac{\partial \left[(1 - x_{adim})a\right]}{\partial x_{adim}} = 0$$

Equazione differenziale alle derivate parziali risolvibile in forma esplicita con l'ausilio di Wolfram. Posto:

$$k = \frac{\frac{q_{sun}}{s}}{\rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right]}$$

Si ha:

Input

$$\frac{\partial y(x,t)}{\partial t} + k \times \frac{\partial ((1-x) y(x,t))}{\partial x} = 0$$

Differential equation solution

$$y(x,t) = -\frac{c_1\left(\frac{\log(k-k\,x)}{k} + t\right)}{x-1}$$

Imponendo come condizione $a(\forall x_{adim}, t = 0) = a_{sea}$, si ha:

$$(1 - x_{adim}) a_{sea} = c_1 \left(\frac{\log(k - k x_{adim})}{k} \right)$$

Dunque:

$$c_1\left(\frac{\log(k-kx_{adim})}{k}\right) = a_{sea} \frac{e^{k\left(\frac{\log(k-kx_{adim})}{k}\right)}}{k}$$

Da cui:

$$a(x_{adim}, t) = \frac{c_1 \left(\frac{\log(k - kx_{adim})}{k} + t\right)}{1 - x_{adim}} = \frac{a_{sea} \frac{e^{k \left(\frac{\log(k - kx_{adim})}{k} + t\right)}}{1 - x_{adim}}}{1 - x_{adim}} = a_{sea} e^{kt}$$

Ovvero:

$$a(x_{adim}, t) = a_{sea} e^{\frac{q_{sun}}{s}} e^{\frac{q_{sun}}{s}} t$$

In essa non compare la variabilità nello spazio. Avendo trascurato la derivata seconda, è stato infatti necessario rimuovere una constante d'integrazione, il che comporta dover trascurare una condizione al contorno, viceversa si avrebbe un problema dal punto di visto analitico sovravincolato. In questo caso si è trascurata la condizione di Dirichlet all'imbocco; la condizione di Neumann che impone flusso diffusivo nullo alla parete risulta invece verificata.

Se invece si impone soltanto la condizione di Dirichlet, trascurando la derivata seconda, si ha:

$$a(x_{adim} = 0, \forall t) = a_{sea}$$

Ovvero:

$$(1-0) a_{sea} = c_1 \left(\frac{\log(k-k \cdot 0)}{k} + t \right)$$

Dunque:

$$c_1\left(\frac{\log k}{k}+t\right) = a_{sea}$$

Da cui:

$$a(x_{adim},t) = \frac{c_1\left(\frac{\log(k-kx_{adim})}{k}+t\right)}{1-x_{adim}} = \frac{a_{sea}}{1-x_{adim}}$$

In questo caso è scomparsa la variabilità nel tempo. L'espressione di a ottenuta approssima molto bene la soluzione del problema intorno alla condizione di Dirichlet, meno invece vicino alla parete in quanto non rispetta la condizione di Neumann $\frac{\partial a}{\partial t}(x_{adim} = L) = 0$. Dalle simulazioni numeriche precedenti si evince che l'andamento della concentrazione salina attorno alla condizione di Dirichlet (per $x_{adim} = 0$) si stabilizza ben presto, ovvero si ha un transitorio locale molto rapido. Dalla soluzione dell'equazione differenziale semplificata si ottiene a regime $a(x_{adim}, t) = \frac{a_{sea}}{1-x_{adim}}$, da cui

è possibile determinare il peso che ha la diffusione nell'accumulo salino nel dissalatore. All'ingresso dell'evaporatore si hanno infatti due flussi di sale, uno avvettivo che immette sale nell'evaporatore, uno diffusivo che invece tende a espellere sale. Nello specifico si ha che:

$$\overline{\Phi}_{avvettivo} = \overline{\dot{m}}_{sp}a$$
$$\overline{\Phi}_{diffusivo} = -D\overline{\nabla}a$$

Assumendo in un intorno di $x_{adim} = 0$:

$$a(x_{adim},t) = \frac{a_{sea}}{1 - x_{adim}}$$

Si ha che:

$$\overline{\Phi}_{avvettivo}(x_{adim} = 0) = \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} a_{sea}$$
$$\overline{\Phi}_{diffusivo}(x_{adim} = 0) = \left| -D\frac{\partial a}{L \cdot \partial x_{adim}} \right| = \frac{D}{L} \cdot \frac{1}{(1 - x_{adim})^2} = \frac{D}{L}$$

Da cui:

$$r_{flux} = \frac{\overline{\Phi}_{diffusivo}(x_{adim} = 0)}{\overline{\Phi}_{avvettivo}(x_{adim} = 0)} = \frac{D}{L} \frac{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}{a_{sea}\frac{q_{sun}}{s}L} = \frac{D \cdot \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]}{a_{sea}\frac{q_{sun}}{s}L^2}$$

Per valori usuali delle grandezze coinvolte:

$$r_{flux} \approx \frac{90}{L^2} \frac{s}{q_{sun}}$$

In cui si evince l'influenza del fattore $\frac{q_{sun}}{s}$ nel determinare un'espulsione di sale più sostenuta. In ogni caso per $q_{sun} = 600W$, $s = 1mm \ e \ L = 1m$, si ottiene un $r_{flux} \approx 1.5 \cdot 10^{-4}$, dunque l'immissione di sale per convezione risulta molto maggiore di quella espulsa per diffusione.

3.8.3. Calcolo tempi saturazione

Partendo dall'espressione ottenuta dal transitorio semplificato in cui è verificata la condizione di Neumann $\frac{\partial a}{\partial x_{adim}}(x_{adim} = 1)$ alla parete del dispositivo, ovvero:

$$a(x_{adim}, t) = a_{sea} e^{\frac{q_{sun}}{s}} e^{\frac{q_{sun}}{s}} t$$

Si ottiene una soluzione approssimata che differisce al passare del tempo da quella ottenuta numericamente nel paragrafo 3.8.1. in particolare in prossimità della condizione di Dirichlet. Lontano da questa, la concentrazione salina ne risente sempre meno. Di seguito un confronto tra l'evoluzione temporale della soluzione numerica dell'equazione completa e l'evoluzione temporale della soluzione differenziale approssimata (quest'ultima è una semplice retta orizzontale):



Figura 132 Confronto evoluzione temporale concentrazione salina tra modello semplificato e modello numerico

La legenda indica le soluzioni numeriche al variare del tempo; le soluzioni orizzontali ottenute dal transitorio approssimato calcolate dopo i medesimi lassi temporali coprono sostanzialmente il tratto orizzontale finale della soluzione numerica. Nel grafico a seguire il tempo massimo di simulazione è pari a 3,8 h invece di 1,3 h e si ha un $\frac{q_{sun}}{s}$ pari a un sesto di quello del grafico precedente:



Figura 133 Confronto evoluzione temporale concentrazione salina tra modello semplificato e modello numerico

Com'era ragionevole aspettarsi, dal confronto fra i due modelli emerge che il punto più sensibile all'accumulo salino è in corrispondenza dell'estremità dove è imposta la condizione di Neumann uguale a 0. È interessante notare come le evoluzioni temporali descritte dal modello semplificato e dal modello numero dell'accumulo salino sostanzialmente coincidano per il punto critico, che è anche quello di maggiore interesse per dimensionare il dispositivo per evitare fenomeni di sedimentazione e cristallizzazione. Si registra un praticamente un impercettibile scostamento tra le due soluzioni, inferiore all'0.1%, solo quando vengono raggiunte concentrazione più elevate, prossime a 0.200 g/l. Nel range di salinità di progetto, ovvero tra 0 g/l e circa 200 g/l, è sostanzialmente indifferente fare riferimento alla soluzione semplificata o a quella numerica per descrivere l'evoluzione temporale della concentrazione salina nel punto più critico.

Facendo ricorso al modello semplificato, è possibile identificare la costante di tempo τ , a cui è associata la sensibilità del dispositivo all'accumulo salino:

$$\tau = \rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right] \frac{s}{q_{sun}}$$

Fissata la concentrazione di saturazione a_{sat} a cui ha inizio la sedimentazione del sale, si ha che il tempo t_{sat} per tale valore di a è pari a:

$$t_{sat} = \tau \cdot \log \frac{a_{sat}}{a_{sea}}$$

La solubilità del sale in acqua è pari a $a_{sat} \approx 200g/l$, valori tipici di $a_{sea} \approx 35g/l$, da cui:

$$t_{sat} = 1,743 \cdot \tau = 1,743 \cdot \rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right] \frac{s}{q_{sun}}$$

Graficamente:



Figura 134 tempo di saturazione salina al variare di s/q_{sun}

Nel grafico riportato con in ordinate i tempi in h per giungere a saturazione nel punto più critico del dissalatore, considerando valori usuali di $q_{sun,nom} \approx 0.5 \frac{kW}{m^2}$, dimezzando i valori dell'asse delle ascisse si ottengono direttamente i valori di spessore in mm dell'evaporatore associati alla coordinata.

Per avere un'ulteriore conferma della validità del modello semplificato per calcolare i tempi di saturazione salina, si sono calcolati quest'ultimi con il modello numerico al variare del parametro $\frac{s}{q_{sun}} e D_{eff} = \frac{D}{L^{2'}}$ con L maggiore di ≈0.03 m. Si è ottenuto graficamente:



Figura 135 tempo di saturazione salina al variare di D/L^2 e di s/q_{sun}



Figura 136 tempo di saturazione salina al variare di D/L² e di s/q_{sun} , piano $t_{sat} - s/q_{sun}$

Con il modello numerico si è ottenuto sostanzialmente un andamento di t_{sat} in funzione di s/q_{sun} sovrapponibile con quello ottenuto dal modello semplificato, indipendente dal parametro diffusivo D/L².

Dunque, la costante di tempo τ precedentemente ricavata:

$$\tau = \rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right] \frac{s}{q_{sun}}$$

sintetizza in un'unica formula, in forma semplice e sufficientemente accurata, la problematica dell'accumulo salino per un mezzo poroso. Emerge che il momento in cui ha inizio la sedimentazione di sale non dipende sostanzialmente dal diametro dei pori, né dalla lunghezza dell'evaporatore, quest'ultima conclusione non affatto banale. La costante τ dipende unicamente dal rapporto $\frac{s}{q_{sun}}$; un'ottima strategia per aumentare la resistenza alla sedimentazione salina è aumentare lo spessore dello strato evaporatore, tenendo conto in ogni caso delle assunzioni alla base del modello, come quella di profilo isotermo della temperatura.

Emerge che, a meno di strati evaporatori spessi o $q_{sun} \rightarrow 0$, dopo tempi di operatività usuali (dell'ordine delle ore) vengono raggiunte concentrazioni saline non trascurabili, che se non smaltite adeguatamente aumentano giornalmente sino a comportare sedimentazione. Sebbene si abbia smaltimento di sale per diffusione durante la notte, tale metodo non risulta in genere sufficiente per ripulire adeguatamente l'evaporatore. Per mantenere elevate le performance del dissalatore è opportuno dotare il dispositivo di un adeguato sistema di smaltimento del sale accumulato di giorno. Ciò può essere realizzato con configurazioni alternative del dissalatore o grazie a particolari componenti attivi/passivi, soluzioni che verranno illustrate nei paragrafi a seguire.

3.8.4. Rimozione sale per mezzo di configurazione alternativa del dissalatore

È emerso che la zona più critica dell'evaporatore in termini di accumulo di sale è la parte finale: è possibile eliminare completamente il problema dell'accumulo salino se si crea uno scarico terminale. A regime, trascurando la diffusione, assunzione conservativa in quanto questa tende a smussare eventuali picchi nella distribuzione salina e a espellere sale dall'evaporatore, imponendo concentrazione fissa all'imbocco pari ad a_{sea} , si ha:

$$0 = -\frac{\partial(\dot{m}_{sp}a)}{\partial x_{adim}}$$

Da cui:

$$\dot{m}_{sp}(x_{adim}) \cdot a(x_{adim}) = cost$$

Dunque, tenendo conto degli andamenti di portata specifica ricavate nei paragrafi precedenti:

$$a(x_{adim}) = \frac{m_{sp,imb}a_{sea}}{\dot{m}_{sp,imb} - \frac{q_{sun}}{s}L} \frac{1}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} x_{adim}$$

Ovvero:

$$a(x_{adim}) = \frac{u_{sea}}{\frac{q_{sun}}{s}L} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{1 - \frac{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}{\dot{m}_{imb,sp}}} x_{adim}$$

Essendo:

$$\dot{m}_{out,sp} = \dot{m}_{imb,sp} - \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} x_{adim}$$

Si ha:

$$a(x_{adim}) = \frac{a_{imb}}{1 - \frac{1}{\dot{m}_{out,sp} \frac{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}{\frac{q_{sun}}{S}L x_{adim}} + 1}}$$

La salinità massima è per $x_{adim} = 1$:

$$a(x_{adim} = 1) = \frac{u_{imb}}{1 - \frac{1}{1 + \dot{m}_{out,sp}} \frac{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}{\frac{q_{sun}}{s}L}}$$

Per limitare la salinità massima nel dispositivo è necessario che $\dot{m}_{out,sp}$, ovvero la portata specifica di risciacquo espulsa allo scarico, sia tale che:

$$a(x_{adim} = 1) \le a_{sat}$$
153

.

Quindi:

$$\dot{m}_{out,sp} \ge \left(\frac{1}{1 - \frac{a_{imb}}{a_{sat}}} - 1\right) \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}$$

La portata di scarico è esprimibile come percentuale della portata specifica aspirata all'imbocco per alimentare il flusso evaporativo:

$$\frac{\dot{m}_{out,sp}}{\dot{m}_{sp,imb,evap}}\% \ge \left(\frac{1}{1 - \frac{a_{imb}}{a_{sat}}} - 1\right) \cdot 100\% \approx 31\%$$

Dotando il dissalatore di una componentistica attiva/passiva che riesca a garantire una portata specifica all'imbocco superiore del 30% rispetto quella necessaria per alimentare esclusivamente il flusso evaporativo, si rende il dissalatore immune da fenomeni di sedimentazione salina. Eventuali pompe di ricircolo dell'acqua, a differenza della dissalazione per osmosi inversa, dovrebbero fornire la quota di energia per il ricircolo soltanto della portata contenuta $\dot{m}_{out,sp}$, senza la necessità di sovrappressioni e sofisticate membrane per depurare l'acqua salata, ottenendo del distillato di elevata qualità. In queste configurazioni si uniscono alcuni vantaggi dell'osmosi inversa con vantaggi della distillazione solare termica, eliminando il principale punto debole di quest'ultima, ovvero l'accumulo salino.

3.8.5. Smaltimento sale tramite componente passivo

La soluzione descritta nel paragrafo precedente è facilmente praticabile utilizzando componenti attivi. Una soluzione basata sull'utilizzo di componenti passivi è illustrata di seguito:



Figura 137 schema componente passivo per lo smaltimento del sale

Si è agito sostanzialmente aggiungendo un ulteriore tratto verticale di aspirazione dell'acqua con un intaglio. Le pareti del tratto aggiunto, sia interne che esterne, sono impermeabili (in verde), la sezione trasversale a contatto con il mare è invece permeabile. All'imbocco è aggiunto un ulteriore strato, una resistenza addizionale (in giallo), che separa l'intaglio dal mare. Infine, è presente un condotto che collega l'intaglio all'aria esterna, così da evitare in esso variazioni significative di pressione, dovute ad esempio a espansione dell'aria contenutavi. In figura è rappresentata una vista in sezione, l'intaglio nel materiale non deve essere passante, è necessario che l'intaglio definisca un volume interno al tratto verticale ben definito e separato dal mare circostante.

Di seguito è riportato una bozza di disegno tecnico relativa al componente passivo per lo smaltimento del sale:



Figura 138 disegno tecnico relativo a componente passivo per lo smaltimento del sale

Una prima considerazione che esula dall'obiettivo per cui si è posto il secondo tratto di aspirazione verticale è che tale configurazione risulta vantaggiosa in termini di resistenza al dry-out. A parità di L infatti, la stessa portata da evaporare si distribuisce su due tratti verticali invece che in un unico, con una diminuzione delle perdite viscose. È possibile immediatamente valutare il guadagno in termini di resistenza al dry-out, infatti nel caso di evaporatore con singolo tratto verticale, a forma di L, è possibile combinarlo a un altro evaporatore a forma di L uguale e simmetrico, raddoppiando di fatto la lunghezza del dissalatore, senza incorre in dry-out. Ciò non influenza sostanzialmente aspetti come l'accumulo salino, dipendente perlopiù dallo spessore dell'evaporatore e non dalla sua estensione.

Altra considerazione riguarda invece l'intaglio. Se fosse assente, si avrebbe una configurazione completamente simmetrica, tale per cui cessato il flusso di calore non si avrebbe più alcun flusso d'acqua verso qualsiasi direzione. L'intaglio rompe invece la suddetta simmetria, fornendo acqua durante l'operatività del dispositivo, di conseguenza svuotandosi. Ciò avviene grazie alla presenza della resistenza addizionale, il livello dell'acqua nell'intaglio scende sino a raggiungere un equilibrio con la variazione di pressione generata dal fluire dell'acqua evaporante.

Con il diminuire dell'irradianza solare, verso sera, si ha meno portata evaporante, quindi una mitigazione della variazione di pressione indotta da questa. Da ciò consegue un richiamo d'acqua per sifone dall'evaporatore verso l'intaglio, in questo modo la salamoia accumulatasi nell'evaporatore fluisce nell'intaglio, venendo sostituita da acqua con concentrazione salina del mare.

I parametri geometrici in gioco devono essere opportunamente dimensionati sotto due punti di vista:

- Garantire un adeguato ricambio d'acqua nell'evaporatore terminata l'azione termica evaporante;
- Garantire un adeguato smaltimento della salamoia nell'intaglio, evitando che lo strato addizionale tra quest'ultimo e il mare sia eccessivamente fitto, tale da rendere proibitivi i tempi per diminuire la concentrazione salina della salamoia accumulatisi.

Il circuito equivalente associato al dispositivo in esame dotato di componente passivo per lo smaltimento del sale, seguendo i principi dell'analogia elettrico-idraulica, è di seguito mostrato:



Figura 139 circuito equivalente dissalatore con componente passivo per smaltire il sale

La sezione di circuito corrispondente all'intaglio è ottenibile dallo schema seguente:



Figura 140 circuito equivalente componente passivo per lo smaltimento del sale

Posta come terra la superficie del mare a pressione atmosferica, si ha che l'imbocco è a una pressione maggiore per via della differenza di quota geodetica. Tale differenza di pressione si riduce in parte sotto l'effetto della pressione dinamica, legata alla velocità dell'acqua all'imbocco. Lo strato addizionale posto all'aspirazione comporta una determinata resistenza idraulica, dopo la quale si ha una diramazione. Lo stesso punto del circuito idraulico è infatti collegato: a una capacità, rappresentata dall'intaglio e che per la conformazione dei circuiti idraulici è sempre messa a terra; alla resistenza idraulica associata alle pareti laterali attraverso cui l'acqua raggiunge l'evaporatore. Nella salita verso evaporatore si ha generatore di tensione pilotato a cui è associata una variazione di pressione dinamica, per il cambio di sezione quindi velocità di efflusso. A seguire si ha un generatore di tensione fisso a cui è associata la differenza di pressione gravitazionale tale per cui, in assenza di evaporazione, non si ha un flusso idrico in salita. In serie si ha un ulteriore resistenza differente, per motivi geometrici, dalla resistenza del tratto a U.

L'analisi del resto del circuito è più semplice. Si ha nel tratto verticale opposto una resistenza idraulica associata a esso e una pressione dinamica rispetto al mare a cui è associato il generatore di tensione pilotato, per via della velocità del flusso d'acqua. Il termine gravitazionale è rappresentato dal generatore di tensione fisso. La parte orizzontale è rappresentata schematicamente, in realtà sarebbe una serie infinita dei medesimi componenti però di valore infinitesimo. Considerando tratti infinitesimi ognuno di resistenza idraulica dR, questi sono

attraversati da portate diverse, per via dell'evaporazione. L'estrazione di portata è modellata con dei generatori di corrente infinitesimi distribuiti. Si hanno infine dei generatori pilotati infinitesimi per via dell'aumento di pressione dinamica che consegue alla diminuzione graduale di portata per via dell'evaporazione. La somma delle resistenze infinitesime orizzontali è uguale alla resistenza idraulica totale dell'evaporatore, per quanto riguarda invece la somma delle portate rimosse dai generatori di corrente, questa corrisponde alla portata totale evaporante. Infine, il generatore di tensione centrale corrisponde alla depressione mantenuta dai capillari rispetto alla pressione ambiente e che è fondamentale per mantenere il flusso idraulico. Il condensatore postovi in serie corrisponde ad un accumulo sottoforma di energia potenziale superficiale, qualora, a seconda delle condizioni di funzionamento, non sia necessaria la massima pressione erogabile dal capillare.

Prima di proseguire con la trattazione, è opportuno ricondurre il tratto ad U e lo strato addizionale all'imbocco a grandezze equivalenti agevoli da manipolare. In particolare, è possibile trattare il tratto a U come fosse un tratto verticale privo d'intaglio, avente pori di medesima dimensione e attraversato dalla stessa portata specifica, ma con una lunghezza totale differente tale da comportare le medesime perdite idrauliche che si hanno nel componente effettivo. Imponendo la conservazione della portata e assumendo come spessore del tratto equivalente lo spessore s dello strato evaporatore:

$$Bs_{effettivo}\dot{z}_{effettiva} = Bs\dot{z}$$

Dunque:

$$\frac{\dot{z}_{effettiva}}{\dot{z}} = \frac{s}{s_{effettivo}} = \frac{s}{s_t - t}$$

Imponendo medesime perdite idrauliche tra il tratto a U e l'equivalente privo d'intaglio:

$$\frac{8\mu}{\rho r^2} H_t \dot{z}_{effettiva} = \frac{8\mu}{\rho r^2} H_{t,eq} \dot{z}$$

Si ha infine:

$$H_{t,eq} = H_t \frac{\dot{z}_{effettiva}}{\dot{z}} = \frac{H_t}{\frac{s_t}{s} - \frac{t}{s}}$$

Che per $s_t - t < s$ implica un tratto equivalente di lunghezza maggiore, dato che ciò comporta una velocità del flusso maggiore nel tratto a U, ovvero maggiori perdite viscose.

Per l'intero tratto verticale con intaglio si ha invece:

$$H_{eq} = H - H_t + H_{t,eq} = H + \left(\frac{1}{\frac{S_t}{S} - \frac{t}{S}} - 1\right) H_t$$

Per quanto riguardo lo strato addizionale all'imbocco, questo può avere una dimensione dei pori differente da quella del resto del dissalatore, ed è attraversato anch'esso da una velocità del flusso diversa. Si ha in questo caso:

$$\frac{\dot{Z}_{effettiva}}{\dot{Z}} = \frac{S}{S_{effettivo}} = \frac{S}{S_t}$$

Non compare il parametro t poiché lo strato addizionale ha una sezione piena. Si ha quindi:

$$\frac{8\mu}{\rho r_{add}^2} H_{add} \dot{z}_{effettiva} = \frac{8\mu}{\rho r^2} H_{add,eq} \dot{z}$$

Da cui:

$$H_{add,eq} = \frac{s}{s_t} \left(\frac{r}{r_{add}}\right)^2 H_{add}$$

Procedendo con l'analisi del circuito equivalente, cortocircuitandone le terre si ha:



Figura 141 circuito equivalente cortocircuitando le terre

Applicando il teorema di Thevenin tra A e B è possibile semplificare notevolmente la trattazione:



Figura 142 calcolo tensione equivalente di Thevenin

$$\frac{\Delta p_{BA,thevenin}}{\rho} = \frac{4\mu}{\varepsilon \rho^2 R^2} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{al} - (c_w - c_v)T_{sea}} (L + 2H) - gz_{sea}$$

Si ha che i generatori di tensione pilotati è come se non ci fossero, in quanto si elidono fra loro (ovvero come in un tubo di venturi, la caduta di pressione sulla prima metà del tubo per via dell'accelerazione del flusso e compensata da una decelerazione uguale opposta sulla seconda metà). La differenza di pressione totale deriva dalle perdite viscose sul tratto verticale privo d'intaglio, attraversato dall'intera portata evaporante, e dalla somma delle perdite viscose distribuite nel tratto orizzontale. Vi è inoltre da aggiungere il contributo gravitazionale, che deriva dalla differenza di quota geodetica fra i due imbocchi (il primo, non avendo pareti impermeabili, può essere considerato ad una quota z_{sea} superiore all'imbocco impermeabilizzato). Il verso della pressione gravitazionale sarà tale da impedire, in assenza di evaporazione, il flusso d'acqua nell'evaporatore. Il ramo con il condensatore è considerabile a regime come un interruttore aperto.



Figura 143 Calcolo resistenza equivalente di Thevenin

La resistenza equivalente di Thevenin tra A e B si ottiene calcolando la resistenza equivalente del circuito rimuovendo i generatori di corrente e cortocircuitando i generatori di tensione. I generatori pilotati non sono rimuovibili. Nel caso in cui siano lineari è possibile calcolare comunque la resistenza equivalente ipotizzando di alimentare il circuito con una tensione generica E, calcolando il rapporto fra questa e la corrente I indotta ai capi dei morsetti, funzione lineare di E. Nel caso in esame i generatori di tensioni sono non lineari, in quanto funzione del quadrato della velocità del flusso. Per quanto riguarda i generatori del tratto orizzontale, hanno influenza nulla in quanto, rimuovendo i generatori di corrente, la velocità rimane costante in tale tratto, senza comportare variazioni di pressione dinamica. Il generatore pilotato del tratto verticale non è riconducibile ad una resistenza equivalente, se non anch'essa pilotata, dunque si è calcolata la resistenza equivalente come serie fra le resistenze propriamente dette e il generatore di tensione pilotato, lasciato immutato. Il condensatore, considerabile un interruttore aperto a regime, non influenza il calcolo della resistenza di Thevenin. Si ha quindi:

$$R_{thevenin} = \frac{8\mu}{\rho R^2} \left[L + 2H + \left(\frac{1}{\frac{S_t}{S} - \frac{t}{S}} - 1\right) H_t \right]$$

Si ottiene infine:



Figura 144 circuito equivalente semplificato con il teorema di Thevenin

I due generatori di tensione pilotati in basso, a destra e a sinistra, generano entrambi una pressione dinamica rispetto alla terra pari a metà del quadrato della velocità del flusso nel ramo in cui sono posti. I due generatori possono essere attraversati da velocità diverse se i rami hanno sezioni diverse, in particolare:

$$\dot{z}_{effettiva,dx} = \frac{s}{s_t} \dot{z}_{sx}$$

Il generatore di tensione pilotato sul ramo orizzontale è legato invece alla variazione di pressione dinamica che sorge dalla variazione di sezione salendo dall'imbocco verso l'evaporatore. In caso di restringimento di sezione, si ha una diminuzione di pressione dinamica legato all'aumento di velocità pari a:

$$\frac{\Delta p_{dinamica,orizzontale}}{\rho} = \frac{1}{2} \dot{z}_{sx}^2 - \frac{1}{2} \dot{z}_{dx}^2$$

Percorrendo la maglia in senso orario, considerando solo le pressioni dinamiche, applicando la seconda legge di Kirchhoff, si ha:

$$-\frac{1}{2}\dot{z}_{dx}^2 - \frac{\Delta p_{dinamica,orizzontale}}{\rho} + \frac{1}{2}\dot{z}_{sx}^2$$

Ovvero si ha una iniziale caduta di pressione dinamica per via della velocità rispetto terra, dopodiché si ha una ulteriore diminuzione di pressione per via del restringimento ipotizzato (nel caso in cui si avesse invece un aumento di sezione, il segno della pressione dinamica associata ai fini della seconda legge di Kirchhoff può essere mantenuto costante, in quanto il modulo si adegua di conseguenza diventando negativo). Infine, si ha un recupero di pressione dinamica, poiché l'imbocco sinistro è ad una pressione dinamica inferiore rispetto terra, in cui la velocità è imposta nulla. Svolgendo l'espressione si ottiene:

$$-\frac{1}{2}\dot{z}_{dx}^2 - \frac{1}{2}\dot{z}_{sx}^2 + \frac{1}{2}\dot{z}_{dx}^2 + \frac{1}{2}\dot{z}_{sx}^2 = 0$$

I generatori pilotati per il calcolo di \dot{z} nel circuito equivalente si elidono a vicenda, semplificando la trattazione.

Si applica quindi a regime la seconda legge di Kirchhoff alla maglia sinistra:

$$\frac{\Delta p_{thevenin}}{\rho} + g z_{sea} = (R_{thevenin} + R_{add})\dot{z}$$

Da cui è possibile ricavare:

$$\dot{z} = \frac{\frac{\Delta p_{thevenin}}{\rho} + gz_{sea}}{R_{thevenin} + R_{add}}$$

Ovvero:

$$\dot{z} = \frac{\frac{4\mu}{\varepsilon\rho^2 r^2} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} (L + 2H)}{\frac{8\mu}{\rho r^2} \left[L + 2H + \left(\frac{1}{\frac{S_t}{s} - \frac{t}{s}} - 1\right) H_t + \frac{s}{S_t} \left(\frac{r}{r_{add}}\right)^2 H_{add} \right]}$$

Applicando la seconda legge di Kirchhoff alla maglia destra si ha invece:

$$R_{add}\dot{z} + \frac{1}{2}\dot{z}^2 + gz_c - gz_{sea} = 0$$

Da cui:

$$\Delta z_{dislivello} = z_{sea} - z_c = \frac{R_{add}\dot{z} + \frac{1}{2}\dot{z}^2}{g}$$

Ovvero:

$$\Delta z_{dislivello} = \frac{\frac{8\mu}{\rho r^2} \frac{s}{s_t} \left(\frac{r}{r_{add}}\right)^2 H_{add} \dot{z} + \frac{1}{2} \dot{z}^2}{g}$$

Sviluppando al primo ordine, essendo in genere le velocità all'imbocco contenute, si ha:

$$\Delta z_{dislivello} \sim \frac{8\mu}{\rho g} \frac{H_{add}}{r_{add}^2} \frac{s}{s_t} \dot{z}$$

Quindi:

$$\Delta z_{dislivello} = \frac{4\mu}{\varepsilon\rho^2 g} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \cdot \frac{\frac{H_{add}}{r_{add}^2} \frac{s}{s_t}(L+2H)}{L+2H + \left(\frac{1}{\frac{S_t}{s} - \frac{t}{s}} - 1\right)H_t + \frac{s}{s_t}\left(\frac{r}{r_{add}}\right)^2 H_{add}}$$

Dimensionando in maniera tale che il volume d'acqua sottratto all'intaglio sia uguale al volume dello strato evaporatore, si ha:

$$Bt\Delta z_{dislivello} = BLs$$

Da cui:

$$t \cdot \frac{4\mu}{\varepsilon \rho^2 g} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} \cdot \frac{\frac{H_{add}}{r_{add}^2} \frac{s}{s_t}(L + 2H)}{L + 2H + \left(\frac{1}{\frac{s_t}{s} - \frac{t}{s}} - 1\right)H_t + \frac{s}{s_t}\left(\frac{r}{r_{add}}\right)^2 H_{add}} = Ls$$

Relazione non lineare in cui esplicitare t in funzione delle altre variabili, oltre a ricavare l'influenza che hanno quest'ultime, non è banale. Si propone quindi un successivo studio di ottimizzazione del componente illustrato, non condotto in questa tesi non essendo l'obiettivo di quest'ultima. In ogni caso, è possibile analizzare il caso semplificato in cui:

$$\frac{s}{s_t} \left(\frac{r}{r_{add}}\right)^2 H_{add} \gg L + 2H + \left(\frac{1}{\frac{s_t}{s} - \frac{t}{s}} - 1\right) H_t$$

Ragionevole per $\frac{r}{r_{add}}$ elevati, ovvero strato addizionale all'imbocco sufficientemente fitto ma non necessariamente poroso, a partire dalla relativa resistenza idraulica empirica è possibile calcolare $r_{equivalente}$ in termini di perdite viscose. Inoltre, si deve avere che $s_t - t$ non tenda a 0, ovvero l'intaglio non deve essere eccessivamente esteso. Sotto tale assunzione, posto $t = k \cdot s$, si ha:

$$t = \frac{4\mu}{\varepsilon \rho^2 g} \frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \cdot (L + 2H) \left(\frac{k}{r}\right)^2$$

Per valori usuali delle grandezze coinvolte, con un'irradianza $q_{sun} = 600 \frac{W}{m^2}$, si ha:

$$t\approx 1.5\cdot 10^{-12} \left(L+2H\right) \left(\frac{k}{r}\right)^2$$

Posto s=1mm, t=100mm quindi k=100 e L+2H=1m, è necessario che il materiale poroso del dissalatore abbia un diametro pari a circa:

$$D \approx 0,8 mm$$

Da un'analisi di massima emergono valori dei parametri geometrici caratteristici ragionevoli, attuabili da un punto di vista fisico, a maggior ragione in caso di eventuali ulteriori miglioramenti del componente.

3.9. Configurazione impiantistica

Analizzate le prestazioni dei singoli tratti e aspetti generali che caratterizzano il processo di dissalazione in esame, si procede ad un'analisi impiantistica con l'obiettivo di stabilire i parametri ottimali di progetto, tenendo in conto e mettendo insieme quanto visto nei precedenti paragrafi.

Sfruttando l'analogia elettrico-idraulica, è possibile ricondurre un generico dell'impianto dissalatore a un circuito elettrico, che semplificabile con le leggi caratteristiche dell'elettrotecnica.



Figura 145 a sx vista in sezione [53], a dx rappresentazione schematica dello strato evaporatore adattata da [56].

Lo strato in giallo oltre ad aspirare acqua funge, da evaporatore. Il relativo circuito equivalente è:



Figura 146 circuito equivalente strato evaporatore

A partire dal tratto verticale in basso a destra, si ha un generatore di tensione fisso che modella il carico gravitazionale, un generatore di tensione pilotato legato alla pressione dinamica, ovvero al quadrato della velocità del flusso all'imbocco, e una resistenza idraulica legata al mezzo poroso. Salendo si ha una diramazione, in particolare proseguendo in verticale si ha un generatore di tensione che modella la pressione capillare e che mantiene una depressione rispetto la pressione atmosferica. Il condensatore postovi in serie modella l'energia accumulata sottoforma di energia superficiale, nel caso in cui non sia necessaria la massima pressione capillare per mantenere il flusso evaporativo. Il ramo orizzontale modella invece l'evaporatore vero e proprio, si ha una serie di resistenze distribuite infinitesime, ognuna attraversata da una portata che va decrescendo avanzando nell'evaporatore. L'evaporazione è modellata con una serie di generatori di corrente infinitesimi che sottraggono man mano portata. Per via della diminuzione del flusso legata all'evaporazione, si ha un aumento graduale della pressione dinamica, aspetto modellato da dei generatori di tensioni pilotati infinitesimi. Si ha infine un generatore di tensione fisso in serie a un condensatore, che, come visto per il tratto verticale, modella gli aspetti legati alla pressione capillare.

Cortocircuitando le terre si ottiene:



Figura 147 circuito equivalente strato evaporatore cortocircuitando le terre

È possibile semplificare il circuito applicando il teorema di Norton tra A e B:



Figura 148 Calcolo portata specifica di Norton

Cortocircuitando i due punti A e B, la portata specifica di Norton che vi passa è pari a quella totale richiesta per alimentare il flusso evaporativo all'imbocco. Si ha che:

$$\dot{z}_{Norton} = \frac{1}{\rho \varepsilon} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{\left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]}$$

Il calcolo della resistenza equivalente è abbastanza semplice, in quanto rimuovendo tutti i generatori di corrente si ottiene un circuito interrotto:



Figura 149 Resistenza equivalente di Norton

Dalle considerazioni precedenti si ottiene infine:



Figura 150 Circuito equivalente dello strato evaporatore semplificato con il teorema di Norton

3.9.1. Verifica idraulica

Il condensatore presente nel circuito equivalente semplificato è assimilabile a regime a un interruttore aperto. Nel caso in cui, per materiale idrofilico, si giunga alle condizioni di massima portata aspirata, si ha che l'angolo di contatto diventa 0° e la caduta di potenziale sul condensatore si annulla, in quanto diventa privo di energia superficiale immagazzinata.

Applicando la seconda legge di Kirchhoff alla maglia destra, considerando angolo di contatto 0° quindi potenziale nullo immagazzinato nel condensatore, si ottiene l'espressione della massima velocità del flusso d'acqua:

$$\dot{z}_{max,aspirabile} = \frac{8\mu H}{\rho R^2} \cdot \left[\sqrt{1 + 2 \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\left(\frac{8\mu H}{\rho R^2}\right)^2} - 1} \right]$$

Che uguagliata alla velocità del flusso all'imbocco ricavata con il teorema di Norton:

$$\dot{z}_{aspirata} = \frac{1}{\rho \varepsilon} \frac{\frac{q_{sun}}{s}L}{\left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]}$$

Permette di ricavare il valore massimo della lunghezza del dissalatore $L_{hydr,crit}$ sostenibile dal punto di vista idraulico, ovvero:

$$L_{hydr,crit} = \frac{8\mu\varepsilon \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]H}{R^2 \frac{q_{sun}}{s}} \cdot \left[\sqrt{1 + 2\frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\left(\frac{8\mu H}{\rho R^2}\right)^2} - 1} \right]$$

Per le condizioni di funzionamento scelte, la lunghezza dello stadio del dissalatore non deve superare tale valore soglia, viceversa i capillari del tratto verticale non sarebbero in grado di sostenere la depressione indotta dal fluire dell'acqua.

3.9.2. Verifica al dry-out

Al fine di progettare correttamente uno stadio del dissalatore, è necessario verificare che non si abbia dry-out, ovvero prosciugamento dell'evaporatore. Come ricavato dal paragrafo 3.5.3., si ha che la lunghezza massima del dissalatore sostenibile senza che si incorra in dry-out è data da:

$$L_{thermal,crit} = H\left(\sqrt{\frac{1+2\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\frac{8\mu}{\rho R^2}\frac{1}{\varepsilon\rho}\frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}H^2} - 1\right)$$

È necessario verificare, per le condizioni di funzionamento scelte, che la lunghezza dello stadio del dissalatore sia inferiore anche a quest'ultima soglia ricavata, oltre che a quella idraulica.

3.9.3. Discriminante di progetto Δ_{design}

Per velocizzare il dimensionamento, ai fini progettuali è sufficiente verificare che:

$$L_{dissalatore} \leq \min(L_{hydr,crit}, L_{thermal,crit})$$

Si definisce allora la grandezza adimensionale "discriminante di progetto":

$$\Delta_{design} = \log_{10} \left(\frac{L_{thermal,crit}}{L_{hydr,crit}} \right)$$

Tale per cui se $\Delta_{design} > 0$, è sufficiente dimensionare seguendo il criterio $L_{dissalatore} \leq L_{hydr,crit}$ affinché automaticamente la condizione di assenza di dry-out sia verificata. Se invece $\Delta_{design} \leq 0$, bisogna verificare che $L_{dissalatore} \leq L_{thermal,crit}$: se ciò risulta vero si ha che il tratto verticale risulta anche adatto a sostenere idraulicamente il flusso d'acqua all'evaporatore. Inoltre, Δ_{design} dà una stima di quanto sia bilanciato o meno il dissalatore in termini di sfruttamento dei materiali: se è prossimo a 0 vuol dire che né il tratto verticale né quello orizzontale fungono da collo di bottiglia nel dimensionamento del dissalatore. Se invece $\Delta_{design} \ll 0$, vuol dire che il dry-out limita fortemente la massima estensione $L_{dissalatore}$, che invece da un punto di vista di portata sostenibile nel tratto verticale potrebbe essere molto maggiore. Si proporrà nel paragrafo 4 una strategia per avere $\Delta_{design} \rightarrow 0$, così da bilanciare tratto orizzontale e tratto verticale evitando colli di bottiglia. Si ha che:

$$\frac{L_{thermal,crit}}{L_{hydr,possible}} = \frac{H\left(\sqrt{\frac{1+2\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\frac{8\mu}{\rho R^2}\frac{1}{\varepsilon\rho}\frac{\frac{q_{sun}}{s}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}H^2} - 1\right)}{\frac{8\mu\varepsilon[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]H}{\frac{q_{sun}}{s}R^2} \cdot \left[\sqrt{\frac{1+2\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{\left(\frac{8\mu H}{\rho R^2}\right)^2} - 1}\right]$$

Da cui:

$$\frac{L_{thermal,crit}}{L_{hydr,crit}} = \frac{\frac{q_{sun}}{s}R^2}{8\mu\varepsilon[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]} \cdot \frac{\sqrt{1 + 2\frac{\varepsilon\rho^2}{8\mu}[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]\frac{\left(\frac{2\sigma}{\rho R} - gH\right)R^4}{H^2}\frac{1}{\frac{q_{sun}}{s}R^2} - 1}{\left[\sqrt{1 + 2\left(\frac{\rho}{8\mu}\right)^2\frac{\left(\frac{2\sigma}{\rho R} - gH\right)R^4}{H^2}} - 1\right]}$$

Ponendo:

$$H = (1 - \eta) \frac{2\sigma}{\rho g R}$$

Si ottiene:

$$\frac{L_{thermal,crit}}{L_{hydr,possible}} = \frac{\frac{q_{sun}}{s}R^2}{8\mu\varepsilon[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]} \frac{\sqrt{1 + 2\frac{\varepsilon\rho^2}{8\mu}[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]} \frac{\eta\frac{2\sigma}{\rho R}R^4}{\left[(1 - \eta)\frac{2\sigma}{\rho g R}\right]^2 \frac{q_{sun}}{s}R^2} - 1}{\left[\sqrt{1 + 2\left(\frac{\rho}{8\mu}\right)^2 \frac{\eta\frac{2\sigma}{\rho R}R^4}{\left[(1 - \eta)\frac{2\sigma}{\rho g R}\right]^2} - 1}\right]}$$

Raggruppando le variabili in:

fattore idraulico =
$$\sqrt[5]{\frac{\eta}{(1-\eta)^2}}R$$

fattore termico = $\sqrt{\frac{q_{sun}}{s}}R$

Si giunge a:

$$\Delta_{design} = \log_{10} \left(\frac{fattore \ termico^2}{8\mu\varepsilon \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]} \frac{\sqrt{1 + \frac{\varepsilon\rho^3 g^2}{8\mu\sigma} \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right] \cdot \frac{fattore \ idraulico^5}{fattore \ termico^2} - 1}}{\sqrt{1 + \frac{\rho^3}{\sigma} \left(\frac{g}{8\mu}\right)^2 \cdot fattore \ idraulico^5} - 1}} \right)$$

Graficamente:



Figura 151 Andamento Δ_{design} in funzione del fattore termico e del fattore idraulico

La curva $\Delta_{design} = 0$ che limita le due regioni del piano in cui il dimensionamento avviene in maniera diversa è caratterizzata da:

$$\begin{split} 8\mu\varepsilon \big[\mathbf{h}_{gl} - (\mathbf{c}_{w} - \mathbf{c}_{v})\mathbf{T}_{sea} \big] \Bigg(\sqrt{1 + \frac{\rho^{3}}{\sigma} \left(\frac{g}{8\mu}\right)^{2}} \cdot fattore\ idraulico^{5}} - 1 \Bigg) \\ &= fattore\ termico^{2} \Bigg(\sqrt{1 + \frac{\varepsilon\rho^{3}g^{2}}{8\mu\sigma}} \big[\mathbf{h}_{gl} - (\mathbf{c}_{w} - \mathbf{c}_{v})\mathbf{T}_{sea} \big] \cdot \frac{fattore\ idraulico^{5}}{fattore\ termico^{2}} - 1 \Bigg) \end{split}$$

Con l'ausilio di Wolfram:

Input

$$a\left(\sqrt{1+bx}-1\right)=y\left(\sqrt{1+c\times\frac{x}{y}}-1\right)$$

Solution for the variable y

$$y = \frac{-2a^3b\sqrt{bx+1} + 2a^3b - a^2bcx + 2a^2c\sqrt{bx+1} - 2a^2c}{4a^2b - 4ac - c^2x}$$

Svolgendo le opportune sostituzioni e semplificando i risultati ottenuti con il solver di Matlab, si ottiene un risultato degno di nota, una costante, ovvero:

fattore termico =
$$\sqrt{8\varepsilon\mu[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]}$$

Da cui:

$$\sqrt{\frac{q_{sun}}{s}}R = \sqrt{8\varepsilon\mu[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]}$$

Ovvero:

$$D_{soglia} = \sqrt{32\varepsilon\mu [h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]} \sqrt{\frac{s}{q_{sun}}}$$

Graficamente, per valori usuali delle grandezze coinvolte:



Figura 152 Andamento D_{soglia} al variare del rapporto $\frac{s}{q_{sun}}$

Per bassi valori di $q_{sun} \approx 1 rac{kW}{m^2}$, si ha:

$$D_{soglia} = \sqrt{32\varepsilon\mu [h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]} \sqrt{\frac{s}{q_{sun}}} \approx 201\sqrt{s[mm]} \ [mm]$$

Quando il diametro dei pori dell'evaporatore è inferiore a D_{soglia} , si ha $\Delta_{design} < 0$. Dalla relazione tra D_{soglia} e lo spessore s dell'evaporatore ottenuta per valori usuali di q_{sun} solare, il dimensionamento va sempre fatto per dry-out, a meno di spessori micrometrici dell'evaporatore. Uno spessore di 1mm implica ad esempio un valore di $D_{soglia} \approx 200mm$ che il diametro dei pori deve superare un per far sì che la condizione di progettazione più critica diventi quella idraulica.

Dato che in condizioni usuali di progetto, con alimentazione solare, la condizione $\Delta_{design} \approx 0$ è ottenuta per un valore di D_{soglia} decisamente elevato, lontano dai diametri dei pori di impiego comune. Ciò implica uno sbilanciamento non trascurabile tra tratto verticale e tratto orizzontale, ovvero sebbene il tratto verticale possa pompare elevate portate, non è possibile arrivare a tali condizioni poiché il tratto orizzontale andrebbe ben prima in dry-out.

Nel caso di flussi termici specifici molto elevati, ad esempio utilizzando fonti energetiche fossili come gasolio, potrebbe essere necessario dimensionare idraulicamente, piuttosto che per dry-out.

3.9.4. Processo di progettazione

Di seguito le due diverse procedure per dimensionare, a partire dai dati ottenuti nei precedenti paragrafi, gli strati evaporatori a seconda del valore ipotizzato a priori di Δ_{design} . Si assumono inizialmente $\eta_{tr} e \eta_{evap}$, introdotti nei paragrafi precedenti, unitari.

Caso 1: $\Delta_{design} \leq 0$, dimensionamento per dry-out

1) Posto $q_{sun,nom}^*$ il valore dell'irradianza nominale che viene effettivamente impiegata per la distillazione di acqua salata, ovvero scorporando le dispersioni di calore, definita la portata volumetrica di acqua dolce richiesta all'utenza \dot{Q}_{UT} , definito il numero di stadi N_{tot} del dissalatore e il suo ingombro perimetrale B previsto, è possibile ricavare la lunghezza L dell'N-esimo stadio del dissalatore come:

$$L = \rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right] \frac{\frac{\dot{Q}_{UT}}{N_{tot}}}{B \cdot q^*_{sun,nom}}$$

Graficamente, posto $X = \frac{\frac{\dot{Q}_{UT}}{N_{tot}}}{B \cdot q_{sun,nom}^*} \left[\frac{\frac{litri}{h}}{m_{m^2}^{kW}} \right]$, si ha:



Figura 153 Lunghezza necessaria del dissalatore per produrre l'acqua dolce richiesta al variare del fattore X

Scegliere B>L può essere vantaggioso per ridurre i tempi di impregnamento dell'evaporatore, una volta messo in acqua. Un L minore comporta un dimensionamento per dry-out più semplice da attuare.

Scelta l'altezza totale del dissalatore, si ottiene l'altezza del singolo stadio come:

$$\Delta H_{stadio} = \frac{H_{tot}}{N_{tot}}$$

La quota a cui è posto l'N-esimo strato evaporatore è invece:

$$H_{evaporatore} = N \cdot \Delta H_{stadio}$$

Il valore di ΔH non può essere qualsiasi. Si deve avere, fissato il numero di ore di operatività e il valore di $q_{sun,nom}$, che lo strato evaporatore abbia uno spessore minimo tale da limitare l'accumulo di sale. Di conseguenza anche lo stadio in cui è risposto lo strato evaporatore deve avere delle dimensioni minime. Al suddetto valore di spessore minimo è associata la condizione limite per cui al termine della fase operativa coincide l'inizio della saturazione salina nel dispositivo. Se si vogliono adottare delle misure più o meno conservative, si può assumere come condizione limite il raggiungimento di una concentrazione salina diversa da quella di saturazione. In ogni caso, considerando un evaporatore con spessore minimo, sebbene esso raggiunga la salinità massima tollerabile, si è imposto che ciò avvenga non appena si annulla l'irradianza solare. Il sistema di smaltimento del sale di cui è dotato il dissalatore ha dunque la restante parte della giornata per riportare la concentrazione dell'evaporatore a quella iniziale.

Graficamente, assumendo come critica la concentrazione di saturazione, si ha:



Figura 154 Tempi di saturazione salina del dispositivo al variare del rapporto $\frac{s}{q_{sun}}$

Valori usuali di $q_{sun,nom}$ sono dell'ordine di $0.6 \frac{kW}{m^2}$: è sufficiente moltiplicare l'asse delle ascisse per tale valore per ottenere direttamente in millimetri il valore effettivo degli spessori dell'evaporatore. Il grafico è stato ottenuto a partire dalla relazione:

$$t = \rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right] \frac{s}{q_{sun}} \cdot \log \frac{a(t)}{a_{sea}}$$

Da cui si ricava lo spessore minimo dello strato evaporatore come:

$$s_{evaporatore,min} = \frac{q_{sun}}{\rho \left[h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea} \right] \log \frac{a_{critica}}{a_{sea}}} t_{operatività}$$

Assumendo che l'evaporatore possa occupare al massimo una determinata frazione dell'altezza dello stadio:

$$s_{evaporatore} \leq k_{ingombro} \cdot \Delta H_{stadio}$$

Si ha infine:

$$\Delta H_{stadio,min} = \frac{s_{evaporatore,min}}{k_{ingombro}} \le \Delta H_{stadio}$$

Nel caso in cui invece il sistema di smaltimento del sale è tale da garantire piena immunità alla sedimentazione salina, anche in caso di operatività ininterrotta, la relazione precedente diventa superflua. Non è più necessario rispettare la condizioni sui tempi di saturazione, ΔH_{stadio} non risulta più limitato inferiormente e può assumere valori prossimi a 0. Lo stesso discorso vale per $S_{evaporatore,min}$.

2) Nota la dimensione L e la quota H a cui è posto l'N-esimo evaporatore da dimensionare, si sceglie una dimensione dei pori del materiale nel range di possibili valori di diametro alla quota H, ovvero tra 0 e $\frac{4\sigma}{\rho g H}$. La condizione preferenziale di minimo ingombro, nonché impiego di materiale, si ha per $D = \frac{2\sigma}{\rho g H}$.

In base alla scelta del diametro dei pori, sarà successivamente possibile ricavare il fattore di dimensionamento Y a partire dalla relazione:

$$Z = \frac{L_{sostenibile}}{Y}$$

Con:

$$Z = \sqrt{\eta_s D} = \sqrt{\left(1 - \frac{\rho g D}{4\sigma}H\right)D}$$

Essendo:

$$\eta_s = 1 - \frac{\rho g D}{4\sigma} H$$



Figura 155 Andamento fattore Z in funzione del diametro D dei pori

177

Graficamente si ha:

3) Si ricava Y come:

$$Y = \frac{L_{sostenibile}}{Z}$$



A partire dal quale è possibile ricavare il valore del rapporto $\frac{s}{q_{sun,max}}$ dal grafico seguente:

Figura 156 Andamento del fattore Y al variare del rapporto $\frac{s}{q_{sun,max}}$

Ottenuto dalla relazione:

$$Y = \frac{L_{sostenibile}}{\sqrt{\eta_{salita}D}} = \sqrt{\frac{\epsilon\rho\sigma[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]}{4\mu}} \cdot \frac{s}{q_{sun}}$$

La relazione rappresenta è stata ottenuta a partire dal regime nella forma semplificata e, salvo rare configurazioni, risulta molto accurata (quantomeno per un primo dimensionamento). La relazione esatta tra le grandezze interessate è illustrata nel paragrafo 3.7.3. e, oltre che più complessa, non è riconducibile a un grafico in due variabili.

Emerge che valori elevati di Z comportano bassi valori di Y, quindi valori inferiori del rapporto $\frac{s}{q_{sun,max}}$. A parità di irradianza massima sostenibile, ciò implica evaporatori più compatti in termini di spessore: è dunque conveniente scegliere diametri in un intorno di $D = \frac{2\sigma}{\rho g H}$, a cui è associato il massimo valore di Z. Lo spessore dello strato evaporatore è di fondamentale importanza, in quanto non deve superare dei prefissati ingombri in altezza, espressi come percentuale dell'altezza del singolo stadio. Quest'ultimo infatti deve ospitare anche strato condensatore, air gap e via dicendo. Si deve avere che:

$$s_{evaporatore} \leq k_{ingombro} \cdot \Delta H_{stadio}$$

Valori ragionevoli di $k_{ingombro}$ sono intorno a 0,35-0,40.

Valori usuali di $q_{sun,max}$, in un'ottica conservativa, sono di circa $1 \frac{kW}{m^2}$. Così facendo l'asse delle ascisse riporta direttamente il valore dei possibili spessori dell'evaporatore. Se la condizione sugli ingombri dello spessore non è rispettata, è necessario intervenire riducendo L o cambiando ΔH_{stadio} .

Se si dovesse optare per la prima, si avrebbe che:

$$L \propto \frac{\frac{Q_{UT}}{N_{tot}}}{B \cdot q^*_{sun,nom}}$$

Si dovrebbe dunque diminuire la portata volumetrica di acqua dolce \dot{Q}_{UT} richiesta dall'utenza oppure aumentare l'ingombro perimetrale B del dissalatore. Il valore di $q^*_{sun,nom}$ in genere è un dato fisso sul quale non è possibile intervenire, se non diminuendo ad esempio le dispersioni di calore. Aumentare il numero N_{tot} di stadi del dissalatore potrebbe essere una soluzione, tuttavia comporta una diminuzione, a parità di altezza del dissalatore, dello spessore massimo dell'evaporatore ($s_{max} = k_{ingombro} \Delta H_{stadio}$).

Se si dovesse invece optare per un aumento di ΔH_{stadio} , si avrebbe che:

$$\Delta H_{stadio} = \frac{H_{tot}}{N_{tot}}$$

Che comporterebbe un aumento di H_{tot} o una diminuzione di N_{tot} . Il primo intervento implica in generale una diminuzione del fattore Z, il secondo invece un aumento di L. Sia un aumento di L che una diminuzione di Z implicano a loro volta un aumento del fattore Y, ovvero un aumento dello spessore dell'evaporatore, a parità di irradianza solare. Dunque, la seconda via di intervento non è da preferirsi, in quanto potrebbe dar luogo a risultati peggiori di quelli iniziali.

 Si deve verificare che lo spessore dell'evaporatore ottenuto non risulti critico dal punto di vista dell'accumulo salino. Lo spessore ottenuto al punto 3) è validato se è rispettata la seguente condizione.

 $s_{evaporatore} \ge s_{evaporatore,min}$

Con $s_{evaporatore,min}$ ricavato al punto 1). Nel caso contrario in cui ciò non fosse verificato, è necessario aumentare lo spessore dell'evaporatore fino al valore di $s_{evaporatore,min}$. Quest'ultimo aumento di spessore non implica una variazione delle altre caratteristiche dell'evaporatore, come ad esempio il diametro dei pori precedentemente ricavato. L'unica variazione che comporta è un aumento del fattore Y, quindi un aumento della lunghezza L massima del dissalatore sostenibile in termini di dry-out. Avendo però variato soltanto lo spessore e non la lunghezza effettiva del dissalatore, si ha sostanzialmente un sovradimensionamento in termini di dry-out. È possibile in alternativa tornare al punto 2) e scegliere un diametro tale da determinare una diminuzione del fattore Z, quindi un aumento

di $\frac{s}{q_{sun,max}}$, evitando un sovradimensionamento in termini di dry-out. Ciò può essere conveniente specie nel caso in cui produrre mezzi porosi con un determinato diametro dei pori è più semplice dal punto di vista tecnologico.

Se il sistema di smaltimento del sale è tale da garantire piena immunità dalla sedimentazione salina, anche in caso di operatività ininterrotta, non si ha più un $s_{evaporatore,min}$, dunque l'evaporatore può assumere valori prossimi a 0.

5) Un'ulteriore verifica è quella sui tempi di impregnamento dell'evaporatore una volta messo in acqua, rilevante nel dimensionamento solo nel caso in cui se ne ottengano valori molto elevati. Ipotizzando diametri maggiori a 0,1 mm, tali da rendere trascurabili i tempi d'impregnamento del tratto verticale (oltre a non essere complessi da realizzare in termini tecnologici), a partire dall'eq. al paragrafo 3.7.2., assumendo che la messa in acqua avvenga nelle ore in cui $q_{sun,nom} \approx 0$, si ha:

$$K_{time} = \frac{4\mu}{\left(1 - \frac{\rho g H}{4\sigma} D\right) D}$$

Con:

$$t_{minimo} = K_{time}L^2$$

Graficamente:



Figura 157 Andamento fattore K_{time} al variare del diametro D

A parte che in prossimità dell'asintoto verticale, in ogni curva il valore di valore di K_{time} è abbastanza contenuto. Va però evidenziata la sensibilità dei tempi d'impregnamento a L, ad esempio nel caso in cui $K_{time} = 0.2 \frac{h}{m^2}$, se L=1m il tempo richiesto affinché il dissalatore
possa entrare in piena operatività è solo di circa 12 minuti, per L=10m il tempo richiesto sale invece a 20 h.

6) Al termine della progettazione si verifica che il valore finale effettivo di Δ_{design} sia concorde in segno con il segno di Δ_{design} ipotizzato a priori. Per: $\Delta_{design} \leq 0$, è sufficiente confrontare il valore del diametro dei pori ottenuto sia inferiore al valore:

$$D_{soglia} = \sqrt{32\varepsilon\mu [h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]} \sqrt{\frac{s}{q_{sun}}}$$

Graficamente:



Figura 158 Andamento D_{soglia} al variare del rapporto $\frac{s}{q_{sun}}$

Se non dovesse essere verificata quest'ultima condizione, è necessario variare s oppure il diametro dei pori oppure dimensionare idraulicamente.

Caso 2: $\Delta_{design} > 0$, dimensionamento idraulico

Rispetto al dimensionamento per dry-out, tutti i punti del processo di progettazione sono invariati ad eccezione che del punto 2), ovvero la scelta del diametro. Fissata l'altezza H a cui è posto lo strato evaporatore, dal grafico successivo ottenuto numericamente al paragrafo 3.5.3, è possibile ricavare in maniera immediata il diametro che garantisce la massima portata specifica in funzione di H.



Figura 159 Diametro del capillare in grado di sostenere la massima portata al variare di H

Per H maggiore a circa 3 cm, è possibile esprimere D_{opt} in funzione di H secondo la relazione:

$$D_{opt} = \frac{2\sigma}{\rho g H}$$

Dal valore di diametro ottenuto è possibile ricavare dal grafico a seguire il valore di portata specifica massima aspirabile. Si riportano le curve complete, che includono per ogni H l'intero range di diametri possibili, non solo il diametro ottimale. Infatti, nel caso in cui dovesse essere necessario aumentare lo spessore dell'evaporatore a causa dell'accumulo salino, se si vuole evitare un sovradimensionamento idraulico dell'evaporatore si può optare per diametri diversi da quelli ottimali, a maggior ragione se più facili da produrre. Si ha che la portata volumetrica specifica aspirabile varia in funzione di H e D secondo:

$$\dot{Q}_{sp} = \frac{32 \cdot \varepsilon \mu H}{\rho D^2} \left(\sqrt{1 + \frac{\rho \sigma D^3}{128 \cdot g \mu^2 H^2} - \frac{\rho^2 D^4}{512 \cdot \mu^2 H}} - 1 \right)$$

Graficamente:



Figura 160 Andamento portata specifica volumetrica sostenibile al variare del diametro D

Lo spessore s dell'evaporatore si ottiene come:

$$s = \frac{1}{L} \frac{\dot{Q}_{UT}}{\dot{Q}_{sp}}$$

Entro i limiti per cui $\Delta_{design} > 0$, il dispositivo risulta automaticamente verificato al dry-out con il valore di s ottenuto.

3.9.5. Esempio di progettazione

Di seguito un esempio numerico relativo alla progettazione degli stadi di un evaporatore con il metodo precedentemente illustrato. Date le seguenti specifiche di progetto:

- Fabbisogno giornaliero utenza = 100 litri
- $t_{operativita} = 5h$
- $k_{ingombro} = 0,4$ (ovvero la massima frazione in altezza dello stadio che l'evaporatore può occupare)
- $q_{sun,nom} = 0.6 \frac{kW}{m^2}$

-
$$q_{sun,max} = 1 \frac{kW}{m^2}$$

- -B=2m
- $H_{dissalatore} = 15cm$
- $N_{tot} = 3$

Da cui si ottiene:

$$\dot{Q}_{UT} = rac{Fabbisogno\ utenza}{t_{operatività}} = 20 rac{litri}{h}$$

Assumendo che le perdite di calore non superino l'8% dell'irradianza nominale:

$$q^*_{sun,nom} pprox 0,92 \ q_{sun,nom} = 0,55 rac{kW}{m^2}$$

Da cui si ottiene:

$$X = \frac{\frac{\dot{Q}_{UT}}{N_{tot}}}{B \cdot q_{sun,nom}^*} = 6,06 \frac{\frac{litri}{h}}{m\frac{kW}{m^2}}$$

Graficamente si ottiene:



Figura 161 Calcolo L dissalatore a partire dal fattore X

Dunque L≈2,7m

Prima di procedere è necessario verificare l'altezza minima degli stadi, avendo deciso di non optare per un sistema di smaltimento del sale che garantisce immunità alla sedimentazione salina. Scelta come concentrazione critica quella di saturazione pari a circa 200 g/l, essendo $t_{operatività} = 5h$ si ha:



Figura 162 Calcolo del rapporto $\frac{s}{q_{sun}}$ a partire dal $t_{operatività}$

Da cui si ricava un valore di $\frac{s}{q_{sun,nom}} \approx 6,25 \frac{mm}{\frac{kW}{m^2}}$.

Il valore dello spessore minimo dello strato evaporatore risulta essere, considerando un'irradianza nominale di $0.6 \frac{kW}{m^2}$:

$$s_{evaporatore,min} = 3,75mm$$

Da cui:

$$\Delta H_{stadio,min} = \frac{s_{evaporatore,min}}{k_{ingombro}} \approx 1 cm$$

L'altezza di ogni stadio effettiva risulta essere:

$$\Delta H_{stadio} = \frac{H_{tot}}{N_{tot}} = 5cm$$

È dunque possibile proseguire con i dati assunti essendo verificata la condizione:

$$\Delta H_{stadio} > \Delta H_{stadio,min}$$

Si opta per scegliere evaporatori con spessori e pori di dimensione diversa. Come valori di diametri di primo tentativo si scelgono, per ogni curva, i diametri tali da avere il massimo valore di Z:



Figura 163 Calcolo del fattore Z a partire dai diametri dei pori degli strati evaporatori

Da cui si ottiene:

- Per lo strato posto a H=5cm: D=0,29mm e Z=0,012 √m
- Per lo strato posto a H=10cm: D=0,15mm e Z=0,0086 √m
- Per lo strato posto a H=15cm: D=0,1mm e Z=0,007 √m

È possibile ottenere i rispettivi fattori Y associati ad ogni strato evaporatore dividendo L per Z:

- Per lo strato posto a H=5cm: Y=225,0 √m
- Per lo strato posto a H=10cm: Y=314,0 √m
- Per lo strato posto a H=15cm: Y=385,7 √m



Figura 164 Calcolo del rapporto $\frac{s}{q_{sun,max}}$ a partire dal valore del fattore Y

Essendo, da specifiche, l'irradianza $q_{sun,max} = 1kW$, sulle ascisse è possibile leggere direttamente gli spessori di progetto dei tre strati evaporatori, ovvero:

A partire dai rispettivi valori del fattore Y, si ottiene:

- Per lo strato posto a H=5cm: s=2 mm
- Per lo strato posto a H=10cm: s=3,2 mm
- Per lo strato posto a H=15cm: s=4,9 mm

Il valore dell'ingombro massimo per lo strato evaporatore è fissato a:

$$s_{evaporatore,max} = k_{ingombro} \cdot \Delta H_{stadio} = 20mm$$

Gli spessori ottenuti sono ampiamente inferiori a quello massimo possibile. Per un migliore sfruttamento degli ingombri si potrebbe optare per ridurre l'altezza totale del dissalatore, oppure variare le specifiche di progetto, ad esempio aumentando la portata volumetrica distillata o diminuendo l'ingombro B, variazioni che comportano un maggiore spessore dell'evaporatore.

Inerentemente all'accumulo salino, si è precedentemente ottenuto il valore soglia di:

$$s_{evaporatore,min} = 3,75mm$$

Per gli strati evaporatori a quota 5cm e a quota 10cm gli spessori ottenuti sono inferiori a $s_{evaporatore,min}$, il che vuol dire che sono critici in termini di accumulo salino. Le soluzioni è o aumentare lo spessore dei due strati fino al valore di $s_{evaporatore,min}$, con conseguente sovradimensionamento del dispositivo, o scegliere diametri diversi degli strati evaporatori tale da ridurre abbastanza il valore del fattore Z. Quest'ultima opzione risulta conveniente, in quanto così facendo si potrebbero utilizzare materiali con pori di diametro superiore, o in ogni caso prossimo, a

0,2mm, invece che 0,1mm. Lo strato evaporatore posto a 15cm non risulta invece critico dal punto di vista salino.

Si evince che con il criterio del minimo materiale, ovvero progettando con valori di Z massimi, lo stadio più critico in termini di accumulo salino è quello più in basso, poiché per resistere al dry-out richiede uno spessore minore. Lo stadio invece peggiore per quanto riguarda gli ingombri è lo stadio più in alto, che necessita uno spessore maggiore per resistere al dry-out.

Essendo:

- Per lo strato posto a H=5cm: D=0,29mm
- Per lo strato posto a H=10cm: D=0,15mm
- Per lo strato posto a H=15cm: D=0,1mm

È possibile stimarne il valore dei tempi d'impregnamento:



Figura 165 Calcolo coefficiente di impregnamento a partire dal diametro dei pori D di ogni evaporatore

Per i tre strati evaporatori si ha:

$$K_{time} < 0.2 \frac{h}{m^2}$$

Ovvero:

$$t_{min,impregnamento} < 1,5 h$$

Valori assolutamente accettabili.

Infine si verifica l'assunzione fatta inizialmente di Δ_{design} . Essendo l'irradianza di dimensionamento pari a $q_{sun,max} = 1kW$, si ha:



Figura 166 Verifica del segno di Δ_{design} ricorrendo al valore di D_{soglia} funzione di $\frac{s}{q_{sun}}$

Si ottiene $D_{soglia} \gg D_{strati,evaporatori}$, per cui sia il dimensionamento idraulico che per dry-out risultano verificati.

4. Configurazioni alternative per ulteriori sviluppi futuri

Dai paragrafi precedenti emerge che per valori di irradianza $q_{sun,nom}$ usuali, prossimi al $\frac{kW}{m^2}$, il dryout è in genere il vincolo di progettazione decisamente più critico rispetto al dimensionamento idraulico del tratto verticale. È opportuno dunque ricercare delle configurazioni alternative che rendano più efficiente lo sfruttamento dei materiali.

Il bilancio di pressioni alla base del dimensionamento per dry-out è:

$$0 = \frac{2\sigma}{\rho R} - gH - \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho R_{eq}^2} \left(\frac{1}{\epsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_{eq}} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right) L - \frac{8\mu}{\rho R_v^2} \frac{1}{\epsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} H$$

Il bilancio di pressioni alla base del dimensionamento idraulico è invece:

$$0 = \frac{2\sigma}{\rho R} - gH - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right)^2 - \frac{8\mu}{\rho R_v^2} \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} H$$

Dove $R_{eq} e s_{eq}$ sono i valori equivalenti dello strato evaporatore orizzontale nel caso in cui si tratti ad esempio di un materiale multistrato con caratteristiche diverse. $R_v e s_v$ sono invece raggio dei pori e spessore del tratto verticale, non necessariamente uguali a quelli del tratto orizzontale.



Figura 167 schema stadio dissalatore con tratto verticale monostrato e tratto orizzontale multistrato con diametro dei pori variabile



Figura 168 esploso stratigrafia dispositivo multistrato

I due bilanci differiscono per un unico termine: in caso di dry-out la pressione capillare deve far fronte alle perdite viscose nel tratto orizzontale, ma non alla pressione dinamica che è uguale a 0 essendo il fronte fisso. Nel caso di dimensionamento idraulico invece, non si hanno le perdite viscose distribuite orizzontali, ma è invece presente il termine di pressione dinamica legato alla velocità del flusso d'acqua aspirato.

Affinché i due bilanci siano equivalenti, quindi $\Delta_{design} = 0$, è sufficiente che:

$$\frac{1}{2} \left(\frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right)^2 = \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho R_{eq}^2} \left(\frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_{eq}} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right) L$$

Si ottiene:

$$\frac{8\mu}{R_{eq}^2} = \frac{1}{\varepsilon} \frac{\frac{q_{sun}}{s_{eq}}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}$$

I valori di $R_{eq} e s_{eq}$ sono ottenibili come di seguito:

1) Conservazione portata passando dal tratto verticale a quello orizzontale multistrato:

$$\sum_{i} Bs_i \dot{z}_i = Bs_v \dot{z}_v$$

2) Stessa caduta di pressione negli strati orizzontali in parallelo:

$$\frac{8\mu}{\rho R_i^2} L\dot{z}_i = cost$$

Esprimendo i parametri caratteristici del tratto orizzontale in funzione di quelli del tratto verticale:

 Si considera nel modello equivalente che la velocità del flusso rimane invariata dall'imbocco sino a inizio evaporatore, dopo il quale inizia a diminuire linearmente con la distanza. Si assume quindi che non si abbiano variazioni brusche di velocità di efflusso, sebbene nella configurazione reale possano esserci variazioni di sezione. Si ha che:

$$\dot{z}_{v} = \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_{v}} L}{h_{gl} - (c_{w} - c_{v}) T_{sea}}$$

 Lo spessore equivalente del tratto orizzontale deve essere imposto uguale a quello verticale affinché sia valida nel modello equivalente l'assunzione per cui non si hanno variazioni brusche di velocità di efflusso:

$$s_{eq} = s_v$$

3) Dal punto di vista idraulico, la dimensione dei pori dell'evaporatore del modello equivalente tale da comportare le medesime perdite viscose che si hanno nell'evaporatore reale è:

$$R_{eq} = \sqrt{\frac{\sum_{i} s_{i} R_{i}^{2}}{s_{v}}}$$

Per avere $\Delta_{design} = 0$, ovvero pieno bilanciamento tra dry-out e sostenibilità idraulica del flusso verticale, si ha:

$$\frac{1}{\varepsilon\rho} \frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} = \frac{8\mu}{\rho \frac{\sum_i s_i R_i^2}{s_v^2}}$$

Ovvero:

$$\frac{\sum_{i} s_{i} R_{i}^{2}}{s_{v}^{2}} = \frac{8\varepsilon\mu}{q_{sun}} \left[h_{gl} - (c_{w} - c_{v}) T_{sea} \right]$$

Nel caso di $q_{sun} = 1000 \frac{W}{m^2}$, $s_v = 0,1 mm$, diametro dei pori del tratto verticale pari a 0,2mm, evaporatore bi-strato spesso 10mm, per bilanciare pienamente tratto orizzontale e tratto verticale si deve avere:

$$D_{secondo \ strato} = 2 \sqrt{\frac{\frac{8\varepsilon\mu}{q_{sun}} \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right] s_v^2 - s_v \left(\frac{D_v}{2}\right)^2}{s_{secondo \ strato}}} \approx 30 \ mm$$

Con il q_{sun} considerato, si ottiene un valore di diametro del secondo strato in ogni caso elevato elevato e non realizzabile, se non con una resistenza idraulica equivalente non porosa. Tuttavia, da ciò si evince che è ampiamente possibile agire per ridurre il collo di bottiglia legato al dry-out, così da aumentare la lunghezza L massima sostenibile dal dissalatore.

4.1. Guadagno idraulico

Partendo dal bilancio di pressioni per dry-out:

$$0 = \frac{2\sigma}{\rho R} - gH - \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho R_{eq}^2} \left(\frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_{eq}} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right) L - \frac{8\mu}{\rho R_v^2} \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} H$$

Trascurando inizialmente le perdite viscose nel tratto verticale H, si ha:

$$L = R_{eq} \sqrt{2\varepsilon\rho^2 \frac{\frac{2\sigma}{\rho R} - gH}{8\mu \frac{q_{sun}}{s_v}} \left[h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}\right]}$$

Ovvero, modificando lo strato evaporatore in maniera tale da non essere più monostrato in continuità con il tratto verticale e tale da avere un diametro equivalente dei pori maggiore, si ha:

$$Gain_{hydr} = \frac{L_{sostenibile}}{L_{sostenibile,monostrato}} \sim \frac{D_{eq}}{D_{v}} = \sqrt{\frac{\sum_{i} s_{i} \left(\frac{D_{i}}{D_{v}}\right)^{2}}{s_{v}}}$$



Figura 169 sezione stadio con tratto verticale monostrato e tratto orizzontale bi-strato

In un evaporatore di spessore 0,2mm con diametro dei pori 0,5mm, aggiungere uno strato orizzontale spesso 1mm con diametro dei pori pari a 2mm comporta un aumento della lunghezza massima sostenibile per dry-out pari a:

$$Gain_{hydr} \approx \sqrt{\frac{0.2 \cdot \left(\frac{0.5}{0.5}\right)^2 + 1 \cdot \left(\frac{2}{0.5}\right)^2}{0.2}} \approx 8.9$$

Nel caso in esame, aumentando soltanto di 1mm l'ingombro in altezza dello stato, è possibile aumentare di circa 1 ordine di grandezza la lunghezza massima L sostenibile dal dissalatore in termini di dry-out.

Il valore esatto del guadagno idraulico, senza trascurare le perdite viscose nel tratto orizzontale, è dato da:

$$L = \left(\frac{D_{eq}}{D}\right)^2 \sqrt{2 \frac{\frac{2\sigma}{\rho D} - gH}{\frac{g_{sun}}{\rho^2 D^2 \varepsilon \frac{q_{sun}}{h_{gl}} - (c_w - c_v) T_{sea}}} \frac{1}{\left(\frac{D_{eq}}{D}\right)^2} - 1$$

4.2. Guadagno pressione capillare

Un'ulteriore soluzione per aumentare la massima lunghezza L sostenibile dal dissalatore per dry-out è agire sulla pressione capillare, semplicemente ricoprendo il materiale poroso con un ulteriore strato poroso fine avente dimensione dei pori D_{pump} molto piccola, come mostrato in figura.



Figura 170 strato dissalatore rivestito da un ulteriore strato di spessore e dimensione dei pori minima



Figura 171 esploso stratigrafia con guadagno pressione capillare

Partendo dal bilancio di pressioni per dry-out:

$$0 = \frac{2\sigma}{\rho R_{pump}} - gH - \frac{1}{2} \frac{8\mu}{\rho R_{eq}^2} \left(\frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} \right) L - \frac{8\mu}{\rho R_v^2} \frac{1}{\varepsilon \rho} \frac{\frac{q_{sun}}{s_v} L}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}} H$$

Trascurando inizialmente le perdite nel tratto orizzontale:

$$L = R_{eq} \sqrt{2\varepsilon\rho^2 \frac{\frac{2\sigma}{\rho R_{pump}} - gH}{8\mu \frac{q_{sun}}{s_v}}} [h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}]$$

Si ha:

$$Gain_{pump} = \frac{L_{sostenibile}}{L_{sostenibile,monostrato}} \sim \frac{\sqrt{\frac{2\sigma}{\rho g H} \frac{1}{R_{pump}} - 1}}{\sqrt{\frac{2\sigma}{\rho g H} \frac{1}{R} - 1}}$$

Posto:

$$\eta_{salita} = 1 - \frac{\rho g R}{2\sigma} H$$

Si ottiene infine:

$$Gain_{pump} \sim 1 + \frac{\sqrt{\frac{D}{D_{pump}} - 1}}{\sqrt{\eta_{salita}}}$$

Questa tecnica di aumento di L risulta molto efficace nel caso in cui l'evaporatore sia posto a una quota prossima a quella massima sostenibile dai capillari del tratto verticale. Ad esempio, se D=0,5mm, l'evaporatore è a una quota H tale da comportare un $\eta_{salita} = 5\%$, ovvero H= $(1 - 0,05)\frac{4\sigma}{\rho_{gD}} = 5,58 \, cm$, ricoprendo l'evaporatore con uno strato di spessore trascurabile e con dimensione dei pori pari a $D_{pump} = 0,2 \, mm$, si ottiene:

$$Gain_{pump} \approx 1 + \frac{\sqrt{\frac{0.5}{0.2} - 1}}{\sqrt{0.05}} \approx 5.4$$

Anche in questo caso un guadagno notevole.

Il valore esatto del guadagno pressione capillare è pari a:

$$Gain_{pump} = \frac{\sqrt{\frac{2\sigma}{\rho D_{pump}} - gH}{2\frac{\frac{g_{um}}{\rho^2 D^2 \varepsilon} \frac{1}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}}{\sqrt{\frac{2\sigma}{\rho D} - gH}} - 1}}{\sqrt{\frac{2\sigma}{\rho D} - gH}}{\frac{2}{\frac{g_{um}}{\rho^2 D^2 \varepsilon} \frac{1}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}}}{\sqrt{\frac{g_{um}}{\rho^2 D^2 \varepsilon} \frac{1}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}}}}}$$

4.3. Guadagno di configurazione



Figura 172 Configurazione a doppio imbocco

Un ulteriore guadagno deriva dalla configurazione adottata. Come visto nel paragrafo 3.8.5, si ha che combinando due strati evaporatori a forma di L, uguali e simmetrici, è possibile raddoppiare la lunghezza massima sostenibile per dry-out. Questo perché gli imbocchi per l'aspirazione dell'acqua diventano due, ovvero la stessa portata evaporante viene divisa su due rami, comportando una buona riduzione delle perdite viscose, legate alla velocità del flusso.



Figura 173 confronto tra le distribuzione nello spazio di velocità del flusso d'acqua, in arancione se si hanno due imbocchi simmetrici, in nero se si ha un solo imbocco

Come si evince dall'illustrazione precedente, a parità di portata evaporante assorbita all'imbocco, lunghezza L, larghezza B e spessore s dell'evaporatore:

$$Bs\dot{z} = B\frac{s}{2}\dot{z} + B\frac{s}{2}\dot{z}$$

L'integrale nello spazio della velocità del flusso d'acqua in un dispositivo a due imbocchi simmetrici è pari alla metà dell'integrale nello spazio della velocità del flusso d'acqua in un dispositivo a singolo imbocco. Le perdite viscose sono proporzionali all'integrale citato, ovvero:

perdite viscose
$$\propto \int \dot{z}(x) dx$$

Inoltre, per un dispositivo simmetrico a due imbocchi, si ha che per i due tratti orizzontali lunghi L/2, con distribuzione triangolare della velocità di flusso, è disponibile la medesima pressione capillare, diminuita della caduta di pressione associata al tratto verticale.

In sintesi, se si ha un doppio imbocco la lunghezza L sostenibile dal dissalatore in termini di dry-out raddoppia ed è possibile associarvi un guadagno di configurazione:

$$Gain_{configuration} = 2$$

In caso di un unico imbocco il valore di tale guadagno è pari a 1.

4.4. Guadagno totale

L'aspetto più interessante dei guadagni ricavati è che non sono sostanzialmente legati a vicenda, almeno fino a quando le perdite viscose sul tratto verticale risultano trascurabile. Sotto tale condizione, il guadagno totale risulta dal prodotto dei 3. Combinando i 3 casi precedenti, ovvero:

Evaporatore monostrato di spessore 0,5mm con diametro dei pori 0,5mm posto ad una quota H di 5,58 tale per cui si ha un $\eta_{salita} = 5\%$. A esso viene aggiunto in parallelo nel tratto orizzontale uno strato spesso 1mm con diametro dei pori pari a 2mm. Si ricopre quanto ottenuto con uno strato di spessore trascurabile con diametro dei pori pari 0,2 mm. Si combina l'evaporatore ottenuto con uno uguale e simmetrico, così da avere una configurazione a due imbocchi.



Figura 174 Configurazione che combina i 3 guadagni per aumentare la lunghezza L massima sostenibile in termini di dry-out



Figura 175 esploso stratigrafia che combina i 3 guadagni

Si ha quindi:

$$Gain_{TOT} = \frac{L_{sostenibile, complessivamente}}{L_{sostenibile, monostrato}} = Gain_{hydr} \cdot Gain_{pump} \cdot Gain_{configuration} \approx 96,2$$

Ovvero un aumento di quasi 2 ordini di grandezza della lunghezza massima sostenibile dall'evaporatore (ad esempio se $L_{sostenibile,monostrato} = 1m$, il valore massimo della nuova L sostenibile sarebbe pari a circa 96 m).

Nel processo di progettazione al paragrafo 3.9.4., quanto ricavato si traduce con una modifica del punto 2), in particolare è sufficiente modificare il valore di Z come di seguito illustrato:

$$Z = Gain_{hydr} \cdot Gain_{pump} \cdot Gain_{configuration} \frac{L_{sostenibile}}{Y}$$

Dal dimensionamento, il valore di spessore s che si otterrà sarà il valore dello spessore monostrato, a cui devono essere poi aggiunti gli ulteriori strati associati ai guadagni. Essendo a priori lo spessore monostrato incognito, per ricavare il valore dei guadagni è possibile comunque esprimere le caratteristiche degli strati additivi come rapporto rispetto alle grandezze del monostrato.

4.5. Spessore equivalente salino

Rimane un aspetto da approfondire, ovvero è necessario determinare qual è lo spessore equivalente di un evaporatore multistrato dal punto di vista dell'accumulo salino.

Si ha che:

1) Conservazione portata alla generica distanza x dall'attacco dell'evaporatore:

$$\sum_{i} Bs_i \dot{z}_i = \frac{q_{sun} B (L-x)}{h_{gl} - (c_w - c_v) T_{sea}}$$

2) Stesse cadute di pressione sugli strati orizzontali in parallelo. Prendendo in particolare come riferimento un determinato strato, si ha:

$$\frac{8\mu}{\rho R_i^2} L \dot{z}_i = \frac{8\mu}{\rho R_{rif}^2} L \dot{z}_{rif}$$

Ovvero:

$$\sum_{i} s_i \left(\frac{R_i}{R_{rif}}\right)^2 L\dot{z}_{rif} = \frac{q_{sun}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} (L - x)$$

Dunque:

$$\dot{z}_{rif} = \frac{\frac{q_{sun}}{\sum_{i} s_i \left(\frac{R_i}{R_{rif}}\right)^2}}{h_{gl} - (c_w - c_v)T_{sea}} (L - x)$$

Si ha che, a seconda dello strato preso come riferimento, l'equazione relativo al trasporto salino è identica a quella del caso monostrato, ma è necessario utilizzare uno spessore equivalente, differente da quello effettivo dello strato preso come riferimento. Trascurando i flussi diffusivi, dal paragrafo 3.8.2. è emerso che la vulnerabilità alla sedimentazione salina è maggiore nel caso di spessore dell'evaporatore minore. Essendo:

$$s_{eq} = \sum_{i} s_i \left(\frac{R_i}{R_{rif}}\right)^2$$

Lo spessore equivalente minimo si ha riferendosi allo strato con pori di dimensione maggiore, ovvero:

$$s_{eq,multistrato} = \frac{\sum_{i} s_{i} D_{i}^{2}}{D_{max}^{2}}$$

Dunque, anche dal punto di vista salino, ricondurre un evaporatore multistrato ad uno monostrato equivalente è relativamente semplice. Il valore $s_{eq,multistrato}$ è il valore di spessore da prendere per il dimensionamento in termini di accumulo salino per l'intero evaporatore multistrato. Emerge che nel caso di due evaporatori di medesimo spessore s, di cui uno multistrato e uno no, il primo avrà sicuramente uno spessore $s_{eq,multistrato}$ minore di s. Inoltre, risulta fondamentale che lo strato a maggiore spessore sia quello con pori di dimensione maggiore, in quanto $s_{eq,multistrato}$ è una media pesata degli spessori dei singoli strati rispetto al quadrato dei diametri dei rispettivi pori.

5. Conclusioni

Dal capitolo introduttivo emerge quanto la problematica della scarsità d'acqua sia preoccupante, globalmente diffusa e di particolare attualità. Infatti, le criticità a essa associate destinate ad acuirsi nei prossimi anni per via di cambiamenti climatici e di fenomeni di natura antropica. Emerge come la dissalazione solare possa rappresentare una tecnologia di fondamentale importanza per contrastarne l'avanzamento, dato che, non di rado, tale problematica affligge località costiere, anche densamente popolate, in cui l'irradianza solare è elevata durante l'intero anno.

Dall'analisi sullo stato dell'arte delle tecniche di dissalazione condotta nel secondo capitolo, emerge come al momento le tecniche più diffuse su larga scala siano l'osmosi inversa (RO), la dissalazione Multi-Stage Flash (MSF) e la dissalazione Multi Effect (MED). Si tratta, in particolare per quanto riguarda la MSF e la MED, di impianti la cui gestione è complessa, necessità personale altamente specializzato e comporta costi operativi elevati, oltre a un ingente investimento iniziale per la progettazione e costruzione. Inoltre, aspetto non trascurabile è l'impatto ambientale a essi associato, più evidente per le tecniche di dissalazione termica MSF e MED, qualora alimentate da combustibili fossili. L'impatto ambientale è comunque presente nel caso di RO, ed è fortemente dipendente dal mix energetico con cui viene ottenuta l'energia elettrica di alimentazione. I fattori elencati hanno impedito alla dissalazione di prendere il sopravvento come soluzione alla scarsità d'acqua. Le tecnologie più ampiamente diffuse e impiegate su larga scala sono, al momento, per via dei tassi di produttività decisamente superiore in relazione agli ingombri, quelle attive. Queste necessitano ausiliari elettromeccanici alimentati, ad esempio dalla rete elettrica.

Sebbene esistenti da molto tempo, le tecnologie passive stanno guadagnando maggiore interesse recentemente. Ciò per via degli sviluppi nel campo dei nanomateriali, per via della maggiore attenzione verso tematiche ambientali e anche per via della possibilità di modificare alcune tecniche inizialmente concepite come attive, come ad esempio la dissalazione via membrana (MD), rendendole privi di componenti elettromeccanici. Nel terzo capitolo è stato esposto il prototipo di dissalatore di piccole dimensioni alimentato da energia solare sviluppato nel 2018 dal gruppo SMaLL del Dipartimento Energia del Politecnico di Torino.

Sono emersi numerosi punti di forza del dispositivo trattato, ovvero sostenibilità ecologica ed economica, modularità ed espandibilità, assenza di componenti elettromeccanici in movimento soggetti a usura. Si è inoltre stimata una produttività, considerando un dispositivo a 10 stadi, di $6 l/(m^2 \cdot h)$, sfruttando un'irradianza di $900 W/m^2$, pari a circa il doppio della produttività della maggior parte dei dissalatori passivi recenti. Tuttavia il dispositivo si sono riscontrate due criticità che vanno necessariamente attenzionate, ovvero un possibile prosciugamento parziale dell'evaporatore (dry-out) e dei fenomeni di cristallizzazione, di natura salina, nei mezzi porosi capillari. La prima criticità può comportare una sostanziale riduzione della produttività del dispositivo, oltre a un errato funzionamento di quest'ultimo; la seconda criticità può rendere inutilizzabile il dispositivo stesso.

Modellate le proprietà capillare del mezzo poroso di cui è costituito l'evaporatore come un insieme compatto di capillari, si è inizialmente valutata l'influenza della deformabilità dell'interfaccia tra capillari e atmosfera, ovvero l'influenza della deformabilità del menisco. È emerso come tale aspetto sia sostanzialmente trascurabile, sia per capillari orizzontali che per capillari verticali, essendo i

diametri dei pori solitamente impiegati molto piccoli. È dunque possibile considerare tale superficie d'interfaccia piana ai fini dei calcoli in cui compare, come ad esempio per identificare la posizione del fronte d'acqua in movimento nel tessuto poroso. La modellazione adottata può presentare alcuni limiti, in quanto non sono tenuti in conto determinati fenomeni prettamente tipici dei materiali porosi, come ad esempio difetti strutturali, che possono comportare un discostamento dei risultati sperimentali da quelli teorici.

Si è in seguito proceduto allo studio del tratto verticale di mezzo poroso che rifornisce d'acqua l'evaporatore. Dal bilancio di pressioni a regime, che tiene conto di perdite viscose, carico gravitazionale, pressione capillare e pressione dinamica, emerge come il diametro dei pori abbia due effetti, antagonisti, sulla massima portata verticale sostenibile idraulicamente. Diametri piccoli comportano elevate perdite viscose, che riducono la portata sostenibile, ma comportano anche una maggiore pressione capillare, che invece è legata a una maggiore portata sostenibile. Dai calcoli numerici è emerso come il diametro ottimale del tessuto poroso, tale da essere in grado di sostenere la massima portata, a seconda della quota H a cui è posto l'evaporatore, è pari alla metà del diametro limite la cui pressione capillare è in grado di sostenere unicamente il carico gravitazionale legato ad H. Ciò ha validità per H>30mm, per H inferiori invece il diametro ottimale è pari a una percentuale inferiore alla metà, tendente a 0 per H prossimo a 0mm. Tale comportamento è legato all'influenza della pressione dinamica quando H assume un valore minimo. Quest'ultima condizione comporta una drastica diminuzione delle perdite viscose, altrimenti preponderanti. Si è inoltre analizzato la dinamica relativa al transitorio, in cui si ha l'impregnamento del tratto verticale, una volta entrato questo a contatto con l'acqua. È emerso che i tempi associati sono in genere trascurabili, essendo dell'ordine dei minuti, a meno che il diametro dei pori non sia inferiore a $1\mu m$. In tal caso i tempi salgono vertiginosamente, diventando proibitivi. Si è validata la modellazione, avendo assunto perdite idrauliche di natura viscosa, verificando che il valore del numero di Reynolds fosse inferiore a 2100 in tutte le casistiche esaminate.

Si è poi analizzato l'evaporatore vero e proprio, anch'esso modellato come un insieme compatto di capillari. Si è innanzitutto verificata la possibilità, o meno, di poter assumere temperatura costante in quest'ultimo durante il processo evaporativo (ipotesi decisamente semplificativa). Discretizzando l'equazione di bilancio energetico e ricorrendo al solver ode15s di Matlab, tenendo conto di flusso energetico avvettivo, evaporativo, radiativo e diffusivo, si è ottenuto che tale assunzione è possibile, a patto di opportuni accorgimenti. Bisogna innanzitutto considerare che nel tratto iniziale dell'evaporatore le perdite viscose hanno andamento costante nello spazio, perché lì non avviene sostanzialmente evaporazione. Infatti in tale zona la radiazione termica è impiegata per aumentare la temperatura dell'acqua in ingresso, così da aumentarne la relativa pressione di vapore. L'aumento di temperatura prosegue sino a quando il flusso evaporante, crescente con la pressione di vapore nell'evaporatore, è tale da comportare un equilibrio termico. Ovvero quando il calore sottratto dall'evaporazione eguaglia il contributo fornito dalla radiazione solare. Quanto esposto comporta una riduzione nella lunghezza utile dell'evaporatore, ovvero della lunghezza coinvolta nella produzione di vapore. Comporta inoltre una riduzione della lunghezza dell'evaporatore da considerare per le perdite viscose distribuite. Per tenere della riduzione di produttività legata alla perdita del tratto iniziale, a evaporazione praticamente nulla, è sufficiente introdurre un rendimento dell'evaporatore η_{evap} . Quest'ultimo è definito come il rapporto tra la produttività, in termini di distillato, effettiva e la produttività che si avrebbe se la temperatura nell'evaporatore fosse costante ovunque. Il valore di tale rendimento è in genere elevato, intorno al 95%, tuttavia può variare molto in base al coefficiente di permeabilità al vapore tra strato evaporatore e strato condensatore, con un crollo se questo scende sotto un valore soglia. Altri fattori da cui dipende sono la temperatura dell'acqua di alimentazione, la temperatura dello strato condensatore e l'irradianza solare. È emerso che lo spessore e la lunghezza dell'evaporatore non esercitano un'influenza degna di nota su η_{evap} . Infine, ulteriore accorgimento è che bisogna considerare l'evaporatore alla temperatura di equilibrio termico, non alla temperatura dell'acqua di alimentazione, ove tale variabile compare nei calcoli. La temperatura di equilibrio termico dell'evaporatore aumenta all'aumentare dell'irradianza solare, al diminuire del coefficiente di permeabilità al vapore e all'aumentare della temperatura dello strato condensatore.

Si è successivamente analizzata la dinamica del flusso d'acqua in un capillare a gomito, che modella il tratto verticale, a evaporazione nulla, in serie al tratto orizzontale, a evaporazione costante per unità di lunghezza. Quest'ultima considerazione deriva dall'assunzione di temperatura costante nell'evaporatore. Partendo dal bilancio di pressioni, tenente conto dei termini inerziali e di tutti gli altri contributi legati ai due tratti, integrando quelli infinitesimi, si è simulato su Simulink il transitorio del flusso d'acqua evaporativo, a partire da guando guesto è all'inizio dell'evaporatore. Tali risultati sono stati utilizzati per verificare la modellazione semplificata associata, che permette, trascurando opportunamente alcuni termini, di ottenere una mappatura con solo 3 variabili caratteristiche, legate al diametro dei pori, alla quota H a cui è posto l'evaporatore, alla posizione raggiunta dal fronte d'acqua nel tempo, allo spessore dell'evaporatore e all'irradianza termica. Si è ottenuto che l'acqua inizialmente avanza, senza subire l'influenza dell'evaporazione, per poi arrestarsi più o meno velocemente, a seconda dell'intensità di questa. Tale modellazione può essere utile nel caso in cui si abbiano notevoli sovraccarichi di breve durata nel dissalatore, stimando quanto più o meno rapidamente l'evaporatore tende a prosciugarsi. I tempi di esaurimento del transitorio simulato, associati ai tempi di impregnamento dell'evaporatore, sono in genere contenuti, dell'ordine delle ore. Di fondamentale importanza è il valore raggiunto a regime dal fronte d'acqua, ovvero quando questo non è più in grado di avanzare per via dell'evaporazione sempre maggiore, ovvero quando la pressione capillare eguaglia la somma di perdite viscose e carico gravitazionale. Esattamente da tale valore dipende la tendenza al dry-out dell'evaporatore: tanto maggiore è il valore della distanza raggiunta a regime, tanto maggiore è la resistenza al dry-out di un determinato evaporatore in determinate condizioni. Maggiore resistenza al dry-out implica un dispositivo di lunghezza maggiore, quindi produttività maggiore. Emerge come, a fini di ottenere una minima tendenza al prosciugamento, risulti cruciale un adeguato spessore dell'evaporatore, un'irradianza termica non eccessiva, un diametro dei pori non eccessivamente piccolo, e che non venga impiegata una percentuale eccessiva della pressione capillare per sostenere il carico gravitazionale, legato alla quota H a cui è posto l'evaporatore.

Si è proseguito analizzando i fenomeni di accumulo salino nell'evaporatore. Partendo dal bilancio in massa, tenendo conto del termine di accumulo e dei flussi diffusivo e avvettivo, si è proceduto alla discretizzazione e risoluzione numerica dell'equazione ottenuta. Tale risoluzione è stata confrontata con quella analitica semplificata, in cui si considera nullo il termine diffusivo. È emerso come le due trattazioni sostanzialmente coincidano nel descrivere l'andamento temporale della concentrazione salina nel punto più critico, ovvero alla parete del dispositivo in cui il flusso d'acqua è nullo. Dimensionando il dispositivo in maniera tale che in tale punto non si raggiunga una concentrazione

critica, automaticamente ciò non avviene anche nel resto del dispositivo. Dal modello analitico semplificato si è ottenuto un andamento esponenziale nel tempo della concentrazione salina, funzione di una determina costante di tempo. I fattori da cui dipende sono sostanzialmente lo spessore dell'evaporatore, che se maggiore mitiga l'accumulo salino, e l'irradianza termica, che se maggiore acuisce l'accumulo salino. Il maggiore margine di manovra si ha sul primo fattore, in quanto in genere l'irradianza è fissata dalle condizioni ambientali.

Si sono poi analizzate due possibili soluzioni all'accumulo salino. In quanto sebbene possa essere mitigato agendo sullo spessore dell'evaporatore, è in genere necessario dotare il dispositivo di un sistema di smaltimento della salamoia. Sono state proposte due soluzioni. La prima, attiva, consiste nel dotare la parte terminale del dissalatore, in corrispondenza delle pareti, di uno scarico. In questo è posto una pompa che è tale da rimuovere acqua dall'evaporatore. È sufficiente che la portata pompata allo scarico sia pari a circa il 25% della portata totale all'imbocco del dispositivo, affinché quest'ultimo diventi immune da fenomeni di sedimentazione salina. La seconda soluzione, passiva, consiste nel porre, in corrispondenza della parte terminale dell'evaporatore, un dispositivo che sostanzialmente sfrutti la depressione di natura viscosa indotta dal fluire di acqua evaporante. Tale depressione è sfruttata per indurre un abbassamento del livello d'acqua in una camera con pareti impermeabili, messa in comunicazione con l'atmosfera. Terminato il fluire dell'acqua, cessa la depressione viscosa indotta da quest'ultima, il ché induce un richiamo d'acqua per sifone nella camera inizialmente svuotata. Si determina così un ricambio d'acqua nell'evaporatore a fine giornata, il quale viene ripulito dalla salamoia. La salamoia accumulatisi nella camera va riducendo la propria concentrazione salina essendo in comunicazione col mare tramite un tessuto adeguato, lo stesso attraverso cui il passaggio dell'acqua comporta la depressione viscosa menzionata. Del componente in questione è stato condotto uno studio preliminare di massima, per verificarne la fattibilità progettuale. Necessita ulteriori approfondimenti e taratura dei parametri caratteristici al fine di ottimizzare il processo di rimozione della salamoia.

Si è definita la grandezza "discriminante di progetto" Δ_{design} , che rapporta la massima lunghezza dell'evaporatore sostenibile dai capillari verticali alla massima lunghezza dell'evaporatore sostenibile in termini di dry-out. È emerso come quest'ultimo sia nella maggior parte delle casistiche la condizioni più critica, a meno che non sia abbiano irradianze molto elevate o evaporatori di spessore micrometrico. Inoltre tale grandezza dà una stima di guanto il sistema sia sbilanciato in termini di sfruttamento dei materiali, ovvero quanto una delle due condizioni funge da collo di bottiglia per l'altra. Nelle casistiche più comuni si ha un ampio sbilanciamento legato al dry-out, ovvero a causa di questa bisogna limitare la lunghezza del dissalatore, sebbene i capillari verticali siano compatibili con una lunghezza molto maggiore dell'evaporatore, potendo pompare verticalmente una portata massima d'acqua elevata. Si propone come soluzione a tale problematica l'impiego di evaporatori/mezzi porosi multistrato. Una stratigrafia ragionata infatti permette di abbattere le perdite viscose sul tratto orizzontale, aumentare la pressione capillare, migliorando lo sfruttamento dei materiali. Infatti la massima lunghezza dell'evaporatore sostenibile in termini di dry-out può essere notevolmente aumentata, sino ad eguagliare, in determinati casi, la massima lunghezza dell'evaporatore sostenibile idraulicamente dai capillari verticali. Entrando nello specifico, è molto conveniente fare un utilizzo localizzato di pori di dimensioni molto piccola, concentrati in uno strato di spessore trascurabile all'interfaccia con l'aria, ovvero soltanto dove la pressione capillare è richiesta. Così facendo si evita l'inconveniente di aumentare drasticamente le

perdite viscose altrove. Invece uno strato addizionale, con pori molto grandi, in parallelo al tratto orizzontale, permette di abbattere le perdite viscose legate al flusso evaporativo. Dotare l'evaporatore di due imbocchi simmetrici modifica la distribuzione di portata di alimentazione, permettendo di raddoppiare la lunghezza massima del dissalatore. Le tre azioni elencate, combinate, possono portare ad un aumento di oltre 2 ordini di grandezza nella lunghezza massima del dissalatore L sostenibile per dry-out.

Si ritiene che, sia il componente passivo per lo smaltimento della salamoia, che la realizzazione di evaporatori multistrato, necessitino ulteriori sviluppi futuri, in quanto tali da determinare potenzialmente un miglioramento degno di nota delle performance del dispositivo di dissalazione esaminato.

Appendice 1 - Tabella grandezze usuali

Sono riportati di seguito i valori assunti per alcune grandezze tipiche presenti nella trattazione, riferite alla temperatura ambiente di 20°C. Salvo diversamente specificato, a seconda delle equazioni trattate, si ha:

Grandezza	Simbolo	Valore
Calore specifico vapore	Cv	$1940 \frac{J}{kg \cdot K}$
Calore specifico acqua	C _w	$4186 \frac{J}{kg \cdot K}$
Densità acqua	ρ	$1000\frac{kg}{m^3}$
Tensione superficiale acqua	σ	$0.072 \frac{N}{m}$
Viscosità dinamica acqua	μ	$8.94 \cdot 10^{-4} Pa \cdot s$
Entalpia di vaporizzazione acqua	h _{gl}	$2.26 \cdot 10^6 \frac{J}{kg}$
Conducibilità termica acqua	λ	$0.6\frac{W}{m \cdot K}$
Temperatura mare	T _{sea}	293.15 <i>K</i>
Porosità strato evaporatore	ε	0.9
Salinità mare	a _{sea}	$35\frac{g}{l}$
Concentrazione salina di saturazione	a _{sat}	$200\frac{g}{l}$
Diffusività sale secondo la legge di Fick	D _{NaCl,Fick}	$1.99 \cdot 10^{-9} \frac{m^2}{s}$
Coefficiente di diffusione sale	D	$= D_{NaCl,Fick} \cdot \rho = 1.99 \cdot 10^{-6} \frac{kg}{m \cdot s}$
Permeabilità dell'aria al vapore	δ_0	$2 \cdot 10^{-10} \frac{\frac{kg}{s}}{m \cdot Pa}$
Accelerazione di gravità	g	$9.81\frac{m}{s^2}$

Appendice 2 – Tratto orizzontale

Di seguito è riportato un approccio alternativo per ricavare l'andamento di temperature in un capillare orizzontale, in cui però non si è tenuto conto del coefficiente di permeabilità al vapore K_{vap} . Inoltre non si ha la presenza della parete dell'evaporatore, ovvero il flusso avanza nel capillare fino a quando tutta la pressione capillare bilancia le perdite viscose e la variazione di quota. Entro determinati range, i risultati ottenuti sono simili.



Figura 176 schema capillare orizzontale [54].

Per quanto riguarda il flusso orizzontale, le principali differenze rispetto al caso verticale sono:

- Assenza del termine gravitazionale, in quanto bilanciato dalla reazione vincolare esercitata dalle pareti del capillare;
- Presenza di evaporazione, il che implica, fissato un istante, una riduzione della portata man mano che ci si allontana dall'imbocco.

Per poter analizzare il sistema in esame è necessario ricorrere, oltre che al secondo principio della termodinamica, come nel caso di capillare verticale, anche al primo principio della termodinamica. L'evaporazione, infatti, influenza in maniera non trascurabile l'evoluzione del flusso orizzontale.

Per studiare le condizioni operative e i parametri che ottimizzano il trasporto d'acqua, è opportuno fare due considerazioni:

- Si trascura la deformazione del menisco causata dalla gravità, assunzione valida in quanto i diametri presi diametri saranno sufficientemente lontani dalla "linea svuotamento" descritta nel paragrafo 3.4.1.;
- Si assume la temperatura costante lungo tutto il capillare, ipotesi di seguito verificata con metodi numerici, analizzando più casi studio e relativi risultati numerici.

Di seguito è illustrato il modello di discretizzazione usato per un capillare orizzontale percorso da acqua e irradiato dal sole. Dato che l'obiettivo è verificare se sia corretto o meno ipotizzare

temperatura costante allontanandosi dall'imbocco, viene direttamente analizzato il regime. Questo risulta infatti il caso in cui si ha massima estensione del flusso, quando la portata all'imbocco coincide con la portata evaporata, condizioni termicamente più critiche rispetto a quelle si hanno durante il transitorio. Intuitivamente, la parte finale del capillare è quella più soggetta ad un eventuale riscaldamento, in quanto alimentata da una portata molto bassa, lenta e che ha attraversato l'intero capillare, riscaldata dal sole. L'evaporazione, tuttavia. può giocare un ruolo fondamentale nell'evitare un aumento localizzato della temperatura, in quanto sottrae calore al fluido.

Momentaneamente si trascura la presenza di un tratto verticale prima di quello orizzontale. Questa assunzione è conservativa, in quanto se si considera la radiazione solare costante ovunque, la portata diminuisce con tasso praticamente costante allontanandosi dall'imbocco (verranno successivamente riportate le relative equazioni), indipendentemente dalla lunghezza del capillare. La presenza di un tratto verticale comporta una minore pressione capillare disponibile per il tratto orizzontale, ciò implica una distanza massima raggiunta minore. Si ha quindi che la portata tendente a zero (in corrispondenza del menisco) è più vicina all'imbocco, dove è fissata una condizione di Dirichlet sulla temperatura, posta uguale a quella del mare.

Di seguito è rappresentato l'elemento generico della discretizzazione 1D adottata:



Figura 177 cella discretizzazione 1D flusso in un capillare orizzontale irradiato dal sole



Figura 178 metà cella discretizzazione 1D flusso in un capillare orizzontale irradiato dal sole

Con c_w calore specifico dell'acqua, c_v calore specifico del vapore, h_{gl} entalpia di vaporizzazione.

Applicando il primo principio sia alla cella individuata, sia alla prima metà di quest'ultima, trascurando il contributo cinetico legato alla variazione di portata fra ingresso e uscita, si ha:

$$\begin{cases} \Phi_{sx} + \dot{m}_{in}c_wT_{in} + \Phi_{sun} = \Phi_{dx} + \dot{m}_{out}c_wT_{out} + \dot{m}_e \cdot \left(h_{gl} + c_vT_{med}\right) \\ \Phi_{sx} + \dot{m}_{in}c_wT_{in} + \frac{\Phi_{sun}}{2} = \Phi_{med} + (\dot{m}_{in} - \frac{\dot{m}_e}{2}) \cdot c_wT_{med} + \frac{\dot{m}_e}{2} \cdot \left(h_{gl} + c_vT_{med}\right) \end{cases}$$

Assumendo andamento lineare della temperatura tra i centroidi di due celle successive, approssimando le derivate legate ai flussi diffusivi di calore con rapporti incrementali centrati, è possibile esplicitare i termini:

$$\Phi_{sun} = q_{sun} \cdot 2R \cdot \Delta x$$

$$\Phi_{dx} = \frac{\lambda \cdot \pi R^2}{\frac{\Delta x}{2}} \cdot (T_{med} - T_{out})$$

$$\Phi_{med} = \frac{\lambda \cdot \pi R^2}{\Delta x} \cdot (T_{in} - T_{out})$$

Con λ conducibilità termica dell'acqua, R raggio del capillare, Δx lunghezza della cella.

Mettendo a sistema i due bilanci termodinamici e sostituendo le espressioni dei termini d'interesse, è possibile, con l'ausilio del solver di Matlab, esplicitare in funzione delle altre grandezze $T_{out} e \dot{m}_e$, ovvero le incognite del problema riferito alla singola cella:

$$\begin{split} \mathsf{T}_{out} &= \{2\Phi_{sx} - 2\mathsf{T}_{in}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x} + 2\mathsf{T}_{med}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x} + \mathsf{h}_{gl}\dot{\mathsf{m}}_{in} - [(4R^{2}\mathsf{c}_{w}\Delta x^{2}q_{sun}^{2} \\ &- 8R\mathsf{T}_{in}\lambda\pi R^{2}\mathsf{c}_{w}q_{sun} + 8R\mathsf{T}_{in}\mathsf{c}_{w}^{2}\Delta x\dot{\mathsf{m}}_{in}q_{sun} + 8R\mathsf{T}_{med}\lambda\pi R^{2}\mathsf{c}_{w}q_{sun} \\ &- 4R\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{v}\mathsf{c}_{w}dx\dot{\mathsf{m}}_{in}q_{sun} - 4R\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{w}^{2}\Delta x\dot{\mathsf{m}}_{in}q_{sun} - 4R\mathsf{c}_{w}\Delta x\mathsf{h}_{gl}\dot{\mathsf{m}}_{in}q_{sun} \\ &+ 8R\mathsf{c}_{w}\Delta x\Phi_{sx}q_{sun} + 4\mathsf{T}_{in}^{2}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{c}_{w} - 8\mathsf{T}_{in}^{2}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in} \\ &+ 4\mathsf{T}_{in}^{2}\mathsf{c}_{w}^{3}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} - 16\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{c}_{v} + 8\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{c}_{w} \\ &+ 12\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{v}\mathsf{c}_{w}\dot{\mathsf{m}}_{in} + 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in} \\ &- 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{v}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} - 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{w}^{3}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} - 16\mathsf{T}_{in}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{h}_{gl} \\ &+ 12\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{v}\mathsf{c}_{w}\dot{\mathsf{m}}_{in} + 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in} \\ &- 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{v}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} - 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{w}^{3}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} - 16\mathsf{T}_{in}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{h}_{gl} \\ &+ 12\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{w}\mathsf{h}_{gl}\dot{\mathsf{m}}_{in} - 8\mathsf{T}_{in}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{w}\Phi_{sx} - 4\mathsf{T}_{in}\mathsf{c}_{w}^{2}\mathsf{h}_{gl}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} \\ &+ 8\mathsf{T}_{in}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in}\Phi_{sx} + 16\mathsf{T}_{med}^{2}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{c}_{w} - 12\mathsf{T}_{med}^{2}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right)^{2}\mathsf{c}_{w} \\ &- 12\mathsf{T}_{med}^{2}\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\mathsf{c}_{w}\mathsf{c}_{w}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} + 16\mathsf{T}_{med}^{2}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right\right)^{2}\mathsf{h}_{gl} \\ &+ 8\mathsf{T}_{in}\mathsf{c}_{w}^{2}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2}\mathsf{c}_{w}\mathsf{c}_{w}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} + 16\mathsf{T}_{med}^{2}\left(\frac{\lambda\cdot\pi R^{2}}{\Delta x}\right\right)^{2}\mathsf{h}_{gl} \\ &+ 8\mathsf{T}_{med}^{2}\mathsf{c}_{w}\mathsf{c}_{w}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} + 12\mathsf{m}_{ed}^{2}\mathsf{c}_{w}\dot{\mathsf{m}}_{in}^{2} - 4\mathsf{T}_{med}\mathsf{c}_{w}\mathsf{c}_{w}\mathsf{m}_{in}^{2} \\ &+ 2\mathsf{T}_{med}^{2}\mathsf{c}_{w}\mathsf{c}_{w}\dot$$

$$\dot{\mathbf{m}}_{e} = \frac{\Phi_{sx} - 2\frac{\lambda \cdot \pi R^{2}}{\Delta x}(\mathbf{T}_{med} - \mathbf{T}_{out}) + \mathbf{T}_{in}\mathbf{c}_{w}\dot{\mathbf{m}}_{in} - \mathbf{T}_{out}\mathbf{c}_{w}\dot{\mathbf{m}}_{in} + 2R\Delta xq_{sun}}{\mathbf{h}_{gl} + \mathbf{T}_{out}\mathbf{c}_{v} - \mathbf{T}_{out}\mathbf{c}_{w}}$$

Indicando con j l'indice della j-esima cella della discretizzazione, le condizioni al contorno che permettono la risoluzione del problema sono:

- $\dot{m}_{out,j=end} = 0$, in quanto a regime tutta l'acqua in ingresso evapora lungo il capillare;
- $T_{in,j=1} = T_{sea}$ (cdz. di Dirichlet), potendo considerare la capacità termica del mare infinita;
- $\Phi_{sx,j=1} = 0$ (cdz. di Neumann), ragionevole in quanto il flusso termico diffusivo all'imbocco, dove la portata è massima, risulta trascurabile rispetto al termine di trasporto. Da questa si ottiene $T_{med,j=1} = T_{in,j=1} + \frac{\Phi_{sx,j=1}}{\frac{\lambda \cdot \pi R^2}{2}} = T_{in,j=1}$.

Per poter risolvere il problema globalmente è necessario iterare sulla portata in ingresso $\dot{m}_{in,j=1}$. In particolare, bisogna ipotizzare un valore di questa, in base a ciò, fissate le condizioni al contorno, è possibile ricavare l'andamento di portata, temperatura e altre grandezze lungo il capillare. Dalla distribuzione ottenuta si deve poi verificare che $\dot{m}_{in,j=1}$, assunto inizialmente, determini una soluzione che rispetti globalmente il secondo principio della termodinamica. Ovvero bisogna verificare che:

$$\frac{2\sigma\cos\theta}{R} = \frac{8\mu}{R^2} \left(\frac{1}{\rho \frac{\pi R^2}{2}} \sum_j \frac{\dot{m}_{in,j} + \dot{m}_{out,j}}{2} \Delta x \right)$$

Non si ha il termine di pressione dinamica poiché a regime il fronte è fermo. Nel caso in cui la somma delle perdite viscose non eguagli la pressione capillare, i risultati ottenuti sono da scartare ed è necessario ipotizzare un nuovo valore di $\dot{m}_{in,j=1}$, fino a quando non si giunge a convergenza.

Al fine di velocizzare il processo risolutivo si è applicato il metodo della bisezione, assumendo $\frac{\dot{m}_{in,j=1,T=cost}}{100}$ e $3 \cdot \dot{m}_{in,j=1,T=cost}$ come estremi entro cui ricercare il valore esatto di $\dot{m}_{in,j=1}$. $\dot{m}_{in,j=1,T=cost}$ è il valore della portata in ingresso che si avrebbe in caso di temperatura costante ovunque, facilmente esprimibile in funzione delle altre grandezze, come successivamente dimostrato. Se non si dovesse avere convergenza del metodo risolutivo con gli estremi scelti, se ne deve assumere un nuovo valore. In tal caso verrebbe a dire che i risultati della risoluzione numerica sono decisamente diversi dal caso di temperatura costante ovunque.

Per poter applicare il metodo della bisezione è necessario un andamento monotono della differenza tra pressione capillare e perdite viscose nell'intervallo di portate tentativo scelto. Ciò è ragionevole dato che la pressione capillare è fissa e le perdite viscose totali invece dovrebbero crescere all'aumentare della portata tentativo. Altro requisito per poter applicare il metodo della bisezione è l'esistenza di una portata che azzera la differenza tra pressione capillare e perdite viscose nell'intervallo scelto. Se ciò non dovesse accadere significherebbe che non esiste soluzione numerica alla configurazione scelta.

Viene di seguito mostrato l'algoritmo per ottenere una rapida convergenza del valore di portata $\dot{m}_{in,j=1}$:



Figura 179 diagramma di flusso relativo al metodo di risoluzione iterativo impiegato, adattata da [65].

In sintesi, partendo da start, vanno prima inizializzati i due valori estremi di portata tentativo entro cui ricercare la soluzione del problema. Va poi inizializzata una tolleranza sul modulo desiderato della differenza tra pressione capillare e perdite viscose. In questo caso si vuole che tale valore sia prossimo a 0; più la tolleranza è piccola, maggiore sarà la precisione dei risultati ottenuti. Dopodiché ha inizio la vera e propria risoluzione [65]:

- vengono definiti due estremi mobili, a e b, che ricadono nell'intervallo di portate tentativo fissato. Alla prima iterazione i due estremi mobili coincidono con gli estremi fissi dell'intervallo;
- viene calcolato la madia tra a e b, così da ottenere c, ovvero il valore della portata tentativo da dare come input per calcolare numericamente la distribuzione di temperatura e portata;
- si calcola il valore assoluto della differenza fra la pressione capillare e le somma delle perdite viscose associate alla distribuzione di portate ottenuta con il valore tentativo di portata all'imbocco pari a c;
- se il valore assoluto calcolato è maggiore della tolleranza fissata, vanno aggiornati gli estremi mobili.

In particolare, nel caso in cui la pressione capillare sia maggiore delle perdite viscose, vuol dire che si può sostenere una portata maggiore, dunque va aggiornato l'estremo mobile inferiore a, ponendolo uguale a c. Così facendo il nuovo valore medio fra a e b allo step successivo, ovvero la nuova portata tentativo all'imbocco, sarà maggiore rispetto a quello precedente. Se la tolleranza non è rispettata e le perdite viscose sono invece maggiori della pressione capillare, si aggiorna l'estremo mobile superiore b, ponendolo uguale a c, in maniera tale che all'iterazione successiva la nuova portata tentativo abbia un valore minore;

 si aggiornano i valori di a e b ciclicamente, verificando c ad ogni iterazione sino a quando il valore assoluto della differenza tra pressione capillare e perdite viscose non è inferiore alla tolleranza scelta. Una volta raggiunta, si è ottenuta la convergenza del metodo, che da come output il valore della portata all'imbocco tale da rispettare le equazioni del problema localmente e globalmente, con la tolleranza più o meno precisa fissata.

Definendo:

$$errore\% \ bisezione = \frac{|p_{capillare} - \sum perdite \ viscose|}{p_{capillare}}$$



Figura 180 Andamento dell'errore% bisezione all'aumentare delle iterazioni

In figura il numero di iterazioni per far convergere il metodo risolutivo con i dati di partenza di seguito mostrati. Imponendo una tolleranza sul valore assoluto della differenza fra pressione capillare e perdite viscose, adimensionalizzata rispetto alla pressione capillare fissa, inferiore al millesimo percentuale, le iterazioni richieste sono abbastanza modeste. Si ha inoltre una convergenza dell'errore regolare, decrescente esponenzialmente all'aumentare delle iterazioni.

Nel caso di diametro=0.1mm, irradiazione $q_{sun} = 600 W/m^2$, con uno step di discretizzazione pari a circa a 1/5000 la distanza raggiunta a regime dalla stessa portata in condizioni di temperatura ipotizzata costante ovunque, si ottengono i seguenti risultati:



Figura 181 Andamento temperatura T al variare di x



Figura 182 Andamento flusso termico diffusivo al variare di x



Figura 183 andamento portata evaporata per unità di lunghezza al variare di x


Figura 184 andamento portata al variare di x

Si ha che tutte le grandezze rappresentate, ad eccezione della portata m_{in} , hanno andamento costante al variare di x. Solo in corrispondenza del tratto finale si registra uno scostamento, tuttavia, attenzionando l'asse delle ordinate, risulta essere di entità minima. Per quanto riguarda la portata \dot{m}_{in} al variare di x, questa ha andamento decrescente lineare, come d'altronde ci si aspetta da un'evaporazione per unità di lunghezza circa costante.

Dai dati ottenuti risulta ragionevole ipotizzare temperatura costante ovunque, per averne ulteriore conferma si è deciso di ripetere i calcoli con più diametri sottoposti a irradianze diverse. Per ogni configurazione si è calcolato lo scarto quadratico medio della distribuzione di temperatura effettiva rispetto alla distribuzione di temperatura costante pari a T_{mare} , ovvero:





Si è ottenuta la seguente mappatura:

Figura 185 scarto quadratico medio tra la distribuzione numerica di temperatura e la distribuzione costante di temperatura al variare del diametro e dell'irradianza solare

Nel range considerato, si ha che lo scarto quadratico medio massimo è dell'ordine del millesimo di Kelvin, per diametri piccoli risulta ancora minore. Il flusso di calore appare non avere particolare rilevanza sulla variazione dello scarto quadratico medio. Da quanto ottenuto emerge il ruolo dell'evaporazione nello stabilizzare la temperatura; anche nel caso di grandi distanze raggiunte dal menisco non si registrano differenze sostanziali rispetto al caso isotermo, questo perché distanze maggiore implicano maggiore evaporazione e quindi un maggiore portata all'imbocco, dunque un termine di trasporto più rilevante. Visti i risultati ottenuti, da questo punto in avanti si assumerà sempre costante la temperatura lungo un capillare irradiato dal sole.

Assumendo temperatura costante ovunque, il valore precedentemente citato di $\dot{m}_{in,j=1,T=cost}$ è ottenibile senza ricorrere al metodo della bisezione, come di seguito mostrato:

$$\begin{cases} \frac{2\sigma\cos\theta}{\rho R} = \frac{8\mu}{\rho R^2} \frac{1}{\rho \pi R^2} \int_0^{L_{critico}} \dot{m}(x) dx \\ \dot{m}_{in,j=1,T=cost} \cdot c_w T_{sea} + q_{sun} 2R \cdot x = \dot{m}(x) c_w T_{sea} + \dot{m}_e(x) \cdot (h_{gl} + c_v T_{med}) \\ \dot{m}_{in,j=1,T=cost} = \dot{m}(x) + \dot{m}_e(x) \\ \dot{m}(x = L_{critico}) = 0 \end{cases}$$

Da cui:

$$\dot{\mathbf{m}}(x) = \dot{\mathbf{m}}_{in,j=1,T=cost} - \frac{q_{sun} 2\mathbf{R} \cdot \mathbf{x}}{\mathbf{h}_{gl} + (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea}}$$
$$L_{critico} = \dot{\mathbf{m}}_{in,j=1,T=cost} \frac{\mathbf{h}_{gl} + (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea}}{q_{sun} 2\mathbf{R}}$$
$$\frac{2\sigma \cos\theta}{\rho R} = \frac{8\mu}{\rho R^2} \frac{1}{\rho \pi R^2} \int_0^{\dot{\mathbf{m}}_{in,j=1,T=cost}} \cdot \frac{\mathbf{h}_{gl} + (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea}}{q_{sun} 2\mathbf{R}} \left(\dot{\mathbf{m}}_{in,j=1,T=cost} - \frac{q_{sun} 2\mathbf{R} \cdot \mathbf{x}}{\mathbf{h}_{gl} - (\mathbf{c}_w - \mathbf{c}_v) \mathbf{T}_{sea}} \right) dx$$

20

Per $\theta = 0^{\circ}$:

$$vel_{in,j=1,T=cost} = \frac{\dot{m}_{in,j=1,T=cost}}{\rho\pi R^2} = \sqrt{\frac{\sigma}{\mu\rho\pi h_{gl}} \frac{q_{sun}}{1 - \frac{c_w - c_v}{h_{gl}} T_{sea}}}$$

Nel caso di singolo capillare puramente orizzontale, si ha che la velocità all'imbocco non dipende dal diametro del capillare, ma soltanto dalle condizioni operative, ovvero q_{sun} e T_{sea} . Ipotizzando che le altre grandezze, come la viscosità, non dipendano significativamente dalla temperatura T_{sea} , l'influenza di quest'ultima è molto minore rispetto a quella del q_{sun} . Il relativo fattore moltiplicativo vale infatti:

$$\frac{c_w - c_v}{h_{gl}} \approx \frac{(4,81 - 1,9)\frac{kJ}{kg K}}{2260\frac{kJ}{kg}} \approx 0,0013$$

Per tale motivo si può non dedicare particolare attenzione alla variazione della temperatura T_{sea} .

Bibliografia

- [1] U.S. Geological Survey, «The Water Cycle for Adults and Advanced Students».
- [2] Institute of Medicine and National Research Council, in *Earth Material and Health: Research Priorities for Science and Public Health.*, Washington, DC, The National Academies Press, 2007, pp. 63-64.
- [3] «Earth Update,» Rice University and the Houston Museum of Natural Science.
- [4] T. S. Peter Cajka, «CURRENT STATUS OF DRINKING WATER SOURCES IN THE WORLD,» vol. 2, 2019.
- [5] M. Mesfin e H. Arjen, «Four billion people facing severe water scarcity,» *Science Advances*, vol. 2, 2016.
- [6] «definizione Water Footprint,» Arpa Emilia Romagna.
- [7] G. Akanksha e G. Arachana, «Enviromental Challenges in Aral sea basin: impact on Human health,» *International Journal of Research in Social Sciences*, vol. 6, pp. 419-440, 2016.
- [8] L. Junguo, Y. Hong, G. S. N., K. Matti, F. Martina, P. Stephan, H. Naota, W. Yoshihide, Z. Xinxin, Z. Chunmiao, A. Joseph e O. Taikan, «Water scarcity assessments in the past, present, and future,» *Earth's Future*, vol. 5, n. 6, pp. 545-559, 2017.
- [9] J. Mark e D. Mark, «Evaluating the Feasibility of a Large-Scale Wind, Water, and Sun Energy Infrastructure,» p. 10, 2021.
- [10] Κ. Στρατής e G. Khushal, «Low Carbon Shipping,» 2015.
- [11] «Western Cape region in South Africa,» Google Maps, 2021.
- [12] Wikipedia, «Cape Town water crisis,» 2021.
- [13] (CSAG), Climate System Analisys Group, «Evolution in time of amount of water in the major Western Cape Water Supply System(WCWSS),» 2021.
- [14] AfriWX e ESA, «Dramatic Photos Theewaterskloof Dam at its Worst and Best,» 2020.
- [15] B. Janssen, «Residents of Cape Town wait in line to fill containers with water at a source for natural spring water on February 2018,» AP Photo, 2018.
- [16] M. Simon, «Is Cape Town Thirsty Enough to Drink Seawater?,» Wired, 2018.
- [17] P. L., G. L., A. AP, Z. M, S. CY e B. J, «Desalination and seawater quality at Green Point, Cape Town: A study on the effects of marine sewage outfalls,» *S Afr J Sci.*, 2017.

- [18] C. Marvin, «City of Cape Town planning to build R1.8bn desalination plant,» *IOL*, 2020.
- [19] WWF, «Cities facing highest overall water risk by 2050 under pessimistic scenario in WWF Water Risk Filter,» 2020.
- [20] L. Marissa, «11 Major Cities That Are Running Out of Water,» Reader's Digest, 2020.
- [21] «The 11 cities most likely to run out of drinking water like Cape Town,» BBC News, 2018.
- [22] I. Andreoni, «L'Italia senza acqua: siccità in Puglia, Basilicata e Sicilia,» L'Ecopost, 2020.
- [23] S. Carnemolla, A. Drago, M. Perciabosco e F. Spinnato, «METODOLOGIA PER LA REDAZIONE DI UNA CARTA IN SCALA 1:250000 SULLE AREE VULNERABILI AL RISCHIO DI DESERTIFICAZIONE IN SICILIA».
- [24] Y. Zhang, W. Sun, R. Xu, L. Wang e H. Tang, «Lithium extraction from water lithium resources through green electrochemical-battery approaches: a comprehensive review,» *Journal of Cleaner Production*, 2020.
- [25] O. Bait, «Direct and indirect solar–powered desalination processes loaded with nanoparticles: A review,» *Sustainable Energy Technologies and Assessments,* vol. 37, 2020.
- [26] J. Lindblom, «Solar Thermal Technologies for Seawater Desalination: state of the art,» *Renewable Energy systems,* 2003.
- [27] A. MT, F. HES e A. PR, «A comprehensive tecno-economical review of indirect solar desalinations,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 15, n. 8, 2011.
- [28] H. LM e M. CJ, «Experimental organic chemistry:principles and practice.,» *Illustrated ed. Oxford: Wiley Blackwell,* 1989.
- [29] R. Saidur, S. M. E.T. Elcevvadi, A. Safari e H. Mohammed, «An overview of different distillation methods for small scale applications,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 15, n. 9, pp. 4756-4764, 2011.
- [30] M. a. Eddy, Wastewater Engineering: Treatment and Reuse, New York: McGraw-Hill, 2003.
- [31] A. Orevaoghene, «Desalination: A Means of Increasing Irrigation Water Sources for Sustainable Crop Production,» 2017.
- [32] T. Arunkumar, K. V. Kumar, A. Amimul, R. Jayaprakash e K. Sanjay, «Experimental Study on Various Solar Still Designs,» *ISRN Renewable Energy*, 2012.
- [33] T. Arunkumar, R. Jayaprakash e D. Denkemberger, «An experimental study on a hemispherical solar still,» *Desalination*, vol. 286, pp. 342-348, 2012.
- [34] N. George, Z. S. Hadi, J. S. Morteza, B. S. V., C. Thomas e C. Gang, «A Salt-Rejecting Floating Solar Still for Low-Cost Desalination,» *Energy & Environmental Science*, 2018.

- [35] D. Guo e X. Yang, «Highly efficient solar steam generation of low cost TiN/bio-carbon foam,» *SCIENCE CHINA Materials,* vol. 62, n. 5, pp. 711-718, 2018.
- [36] P. Dongare, A. Alabastri, S. Pedersen, K. Zodrow, N. Hogan, O. Neumann, J. Wu, T. Wang, A. Deshmukh, M. Elimelech, Q. Li, P. Nordlander e N. Halas, «Nanophotonics-enabled solar membrane distillation for off-grid water purification.,» *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America.*, vol. 114, 2017.
- [37] A. Mohammad, B. Basim e R. Abdulghani, «Review on Solar Thermal Desalination in Libya,» *Solar Energy ans Sustainable Development*, vol. 7, pp. 29-48, 2018.
- [38] D. von Oertzen e R. Schultz, «Village-scale and Solar Desalination Technology Experience in Namibia,» 2021.
- [39] E. Blagin, A. Shimanov e A. Gorshkalev, «Determination of the Criteria for Comparative Analysis of Desalination Plant,» *IOP Conference Series: Earth and Environment Science*, vol. 264, 2019.
- [40] M. R. Shizard Kebria e A. Rahimpour, «Membrane Distillation: Basics, Advance and Applications,» 2020.
- [41] T. Karpouzoglou, «Cryo-desalination A nature inspired solution to obtain freshwater,» WaterBlog@KTH, 2019.
- [42] K. El Kadi e I. Janajreh, «Desalination by Freeze Crystallization: An Overview,» *The International Journal of Thermal & Environmental Engineering (IJTEE)*, vol. 15, pp. 103-110, 2017.
- [43] L. Uri, Optimizing the Efficiency of Reverse Osmosis Seawater Desalination, 2002.
- [44] P. Nicoll, Forward Osmosis A brief introduction, 2013.
- [45] A. Zrelli, «Solar Membrane Distillation: Use of a Helically Coiled Fiber,» 2017.
- [46] P. Youssef, R. AL-Dadah e S.M.Mahmoud, «Comparative Analysis of Desalination Technologies,» *Energy Procedia*, pp. 2604-2607, 2014.
- [47] T. Altmann, J. Robert, A. Bouman, J. Swaminathan e J. H. L. V., «Primary Energy and Exergy of Desalination Technologies in a Power-water Cogeneration Scheme,» *Applied Energy*, 2019.
- [48] J. Eke, A. Yusuf, A. Giwa e A. Sodiq, «The global status of desalination: An assessment of current desalination technologies, plants and capacity,» 2020.
- [49] E. Jones, M. Qadir, M. T. v. Vliet, V. Smakhtin e S.-m. Kang, «The state of desalination and brine production: A global outlook,» *Science of the Total Environment*, vol. 657, pp. 1343-1356, 2019.
- [50] GWI Desal Data & IDA (Int. Desal. Association).

- [51] F. Ahmed, R. Hashaikeh e N. Hilal, «Solar powered desalination Technology, energy and future outlook,» *Desalination*, vol. 453, 2018.
- [52] E. Chiavazzo, M. Morciano, F. Viglino, M. Fasano e P. Asinari, «Passive high-yield seawater desalination at below one sun by modular and low-cost distillation,» *Nature Sustainability*, vol. 1, pp. 763-772, 2018.
- [53] M. Morciano, M. Fasano, S. V. Boriskina, E. Chiavazzo e P. Asinari, «Solar passive distiller with high productivity and Marangoni effect-driven salt rejection,» *Energy & Environmental Science*, n. 10, 2020.
- [54] H. Zhou, Z. Li, J. Gough, P. Hubbard Cristinacce e G. Parker, «Axon mimicking hydrophilic hollow polycaprolactone microfibres for diffusion magnetic resonance imaging,» *Material & Design*, vol. 137, 2017.
- [55] Wikipedia, «Impacchettamento di sfere».
- [56] J. W. M. Bush, «Capillary Rise,» MIT OCW: 18.357 Interfacial phoenomena, 2010.
- [57] Wikipedia, «https://en.wikipedia.org/wiki/Jurin%27s_law».
- [58] B.-H. Sun, «On The Solution of Capillary Rise,» chinaxiv.org, 2017.
- [59] J. Singh, «Capillary Rise,» 2019.
- [60] U. Henriksson e J. C. Erikusson, «Thermodynamics of Capillary Rise:: Why is Meniscus Curved?,» *Journal of Chemical Education*, vol. 81, n. 1, 2004.
- [61] C. Rascòn, A. O. Parry e D. G. A. L. Aarts, «Geometry-induced capillary emptying,» PNAS, vol. 113, n. 45, pp. 12633-12636, 2016.
- [62] Hayward, Keith; USGS, «Narrower tube openings allow capillary action to pull water higher,» USGS.
- [63] K. Li, D. Zhang, H. Bian, C. Meng e Y. Yang, «Criteria for Applying the Lucas-Washburn Law,» *Scientific reports*, vol. 5, p. 14085, 2015.
- [64] V. D'Alessandro, «Dispense del corso di tecniche di controllo ambientale,» Università Politecnica delle Marche, 2017-2018.
- [65] A. Bugatti, «Bisezione,» Imparando.net.
- [66] G. Belforte, Manuale di Pneumatica, tecniche nuove, 2005.
- [67] A. S. Onlus.

Ringraziamenti

A conclusione di questa attività di tesi ringrazio il Relatore, Prof. Matteo Fasano, per la disponibilità e per avermi dato l'opportunità di dedicarmi all'argomento trattato, a cui giorno dopo giorno mi sono sempre più appassionato. Ringrazio il Co-Relatore, Dott. Matteo Morciano, per il supporto assiduo e costante che mi ha dato nel portare a termine il lavoro in questione.

Alla fine di questo percorso di studi, e di vita, durato 5 anni, è doveroso ringraziare le persone che ne hanno fatto parte, fra questi gli amici di sempre e i nuovi che ho conosciuto, con i quali ho condiviso tappe fondamentali e momenti di gioia immensa, ma che mi sono state accanto anche nei momenti più bui.

Ringrazio Fabio e Francesco, con cui l'intesa negli anni, di cui ho perso ormai il conto, è andata sempre più rafforzandosi. Ringrazio Monica, che è riuscita a comprendermi come pochi sebbene la lontananza. Ringrazio Sofiamnn, per i momenti di spensieratezza e complicità, a volte sembra non essere mai passato del tempo da quando ci siamo conosciuti, ancora teenagers.

Ringrazio Angela, Danielina, Daniela Napoli, Viola, Martina, Alessio, Daniele, Giuliomanco, Mela, Bob, Simone chivasso, il Vecchio, Pierangelo, Martino, Marco, Simone, membri del gruppo #angeladovesei, a cui riconduco i nostalgici ricordi dei primi anni universitari (e non solo) e con cui mi sono sentito a casa, sebbene distante chilometri dalla mia terra. Indelebile il ricordo delle prime lezioni universitarie, ma soprattutto dei sobri finesettimana e dei festeggiamenti in quel di San Salvario.

Ringrazio i nuovi colleghi incontrati a Meccanica: Alberto, Giovanni, Gianluca e Filippo. Con loro ho condiviso l'impresa di superare uno a uno gli esami più tosti come Macchine o Costruzione di Macchine, a furia di progetti di gruppo, condividendo sbobinate, dritte e, occasionalmente, momenti in cui il pensiero dominante è stato: "ma chi ce l'ha fatto fa'?". Ringrazio Orsini, i mega-frullati e i pranzi domenicali si sono rivelati di fondamentale importanza per portare a termine gli studi con le adeguate energie.

Ringrazio Giacomo, anche lui ggiovane talento in erasmus a Madrid, con cui ho condiviso numerosi altri ricordi essendo originari della stessa zona. È la dimostrazione che marsalesi e trapanesi possono essere ottimi amici. Ringrazio Manuelita e Marcella che, con la scusa di essere compaesani a Madrid, abbiamo potuto instaurare un rapporto unico, tutt'oggi più saldo che mai.

Dimentico qualcuno? I più importanti, la mia famiglia! Ringrazio mia madre, non potevo desiderare di meglio: può capirmi anche senza che dica una parola, a volte... in ogni caso pronta a supportarmi e a sostenermi, sempre, nonostante alcune decisioni possano essere difficili da condividere. Ringrazio mio padre, per i valori che mi ha inculcato e per avermi motivato sempre a spingermi oltre, a credere in me stesso, anche nelle avversità... e sebbene entrambi abbiamo due "bei" caratteri (da qualcuno avrò preso), con le discussioni che ne derivano, è nei piccoli gesti quotidiani che si vede il suo affetto smisurato, apparentemente celato dietro la sua "corazza". Ringrazio infine mio fratello, per esserci, così per com'è, con i suoi pregi e difetti: Quando ho rischiato di non vederlo più, tutto il resto aveva perso senso.