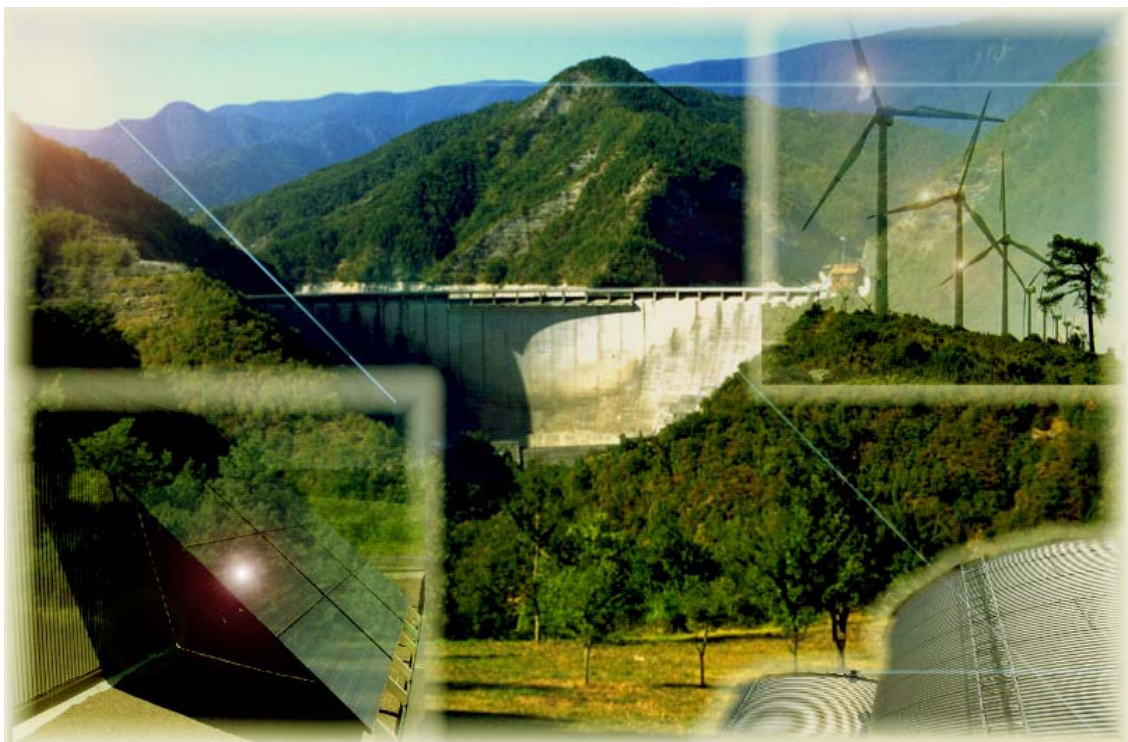


Un Sistema Energetico Integrato e Sostenibile: un lusso o una possibilità concreta?

Un sistema energetico sostenibile, fondato sulle energie rinnovabili
e sull'accumulo di energia chimica nella forma di metanolo.
Potenzialità, architettura, componenti funzionali, dinamica,
estensione delle infrastrutture di captazione.
Praticabilità economica e politica.

Appendici



AVVERTENZA

Questo documento è reso disponibile dal sito Web <http://www.energiaescienza.org/>.
Ne è ammesso senza restrizioni l'utilizzo individuale.

La sua riproduzione e divulgazione è soggetta alle condizioni di licenza definite nel sito WEB:

<http://creativecommons.org/licenses/by-sa/2.0/>

In caso di riproduzione e divulgazione, sui documenti riprodotti è richiesta l'indicazione della fonte (indirizzo WEB <http://www.energiaescienza.org/>¹).

Per entrare in contatto con gli autori del documento, compilare l'apposito form sul sito WEB <http://www.energiaescienza.org/>.

Data di prima pubblicazione: 1 gennaio 2009

Data di pubblicazione della presente edizione: 1 marzo 2011

¹ Questa forma di licenza di riproduzione e diffusione è stata scelta allo scopo di favorire la libera circolazione del documento. A termini di tale licenza, infatti, chiunque riproduca o diffonda il documento è tenuto a renderlo disponibile alle stesse condizioni di libertà con le quali lo ha ricevuto.

A1 Liquefazione/rigassificazione di H₂ e O₂ nel modello H₂

Come mostrano le loro caratteristiche di densità volumetrica (vedi tabella A1), allo stato gassoso e pressione atmosferica H₂ e O₂ occupano volumi incompatibili con i vincoli di spazio e di economia posti dai sottosistemi di accumulo ospitati nei nodi energetici del SEIS. Allo stato liquido, tuttavia, i due individui chimici occupano volumi centinaia di volte minori.

La liquefazione dei due fluidi richiede che la loro temperatura sia inferiore alla temperatura del punto critico (-239,9 °C per l'H₂ e -118,4 °C per l'O₂).

Una volta liquefatti, i due fluidi permangono allo stato liquido soltanto se mantenuti a temperatura inferiore alla temperatura critica e pressione superiore alla pressione critica. Essi devono pertanto essere accumulati in serbatoi coibentati, con ricircolo dei vapori (che si formano per l'inevitabile passaggio di calore dall'ambiente esterno al liquido a bassa temperatura).

In tabella A1 sono elencati i dati caratteristici che definiscono il quadro fisico-chimico delle transizioni di fase associate alla liquefazione di H₂ e O₂.

	Unità	H ₂	O ₂	Aria	N ₂
Massa molare	g	2,016	31,999	28,970	28,013
Densità in condizioni normali (G)	g/Nm ³	89,94	1.427,59	1.295,69	1.249,76
Densità allo stato liquido (L)	kg/m ³	70,70	1.141,00	860,00	809,00
Rapporto L/G		786,08	799,25	663,74	647,32
Temperatura critica	°C	-239,9	-118,4	-140,6	-147,1
	K	33,3	154,8	132,5	126,1
Pressione critica	atm	12,8	50,1	38,4	33,5
T _{eb} (Temperatura di ebollizione) a 1 atm	°C	-252,8	-182,96	-194,5	-195,8
	K	20,35	90,19	78,65	77,35
T _{fus} (Temperatura di fusione) a 1 atm.	°C	-259,2	-218,8	-216,2	-210,0
	K	13,95	54,35	56,95	63,15
c _p del gas (a 300 K e 1 atm)	J/K*mol	28,841	29,375	29,115	29,106
	kJ/K*kg	14,307	0,918	1,005	1,039
c _p del liquido (alla temperatura di ebollizione)	K	20,35	90,15	78,15	77,35
	J/K*mol	20,159	54,718	52,140	57,707
	kJ/K*kg	10,000	1,710	1,800	2,060
ΔH _{ev} (a 1 atm)	kJ/mol	0,904	6,820	5,948	5,660
	kJ/kg	448,44	213,13	205,32	202,05
Consumo energetico per la liquefazione (dalla temperatura standard)	kJ/mol	80,64	56,03	69,53	44,82
	MJ/kg	40	1,75	2,4	1,6
	kWh/kg	11,111	0,486	0,667	0,444

Tabella A1: Dati caratteristici per la liquefazione di H₂, O₂, N₂ e aria atmosferica

Come mostrano questi dati:

1. L'accumulo di H₂ liquido a pressione atmosferica richiede che la sua temperatura sia mantenuta fra la temperatura di ebollizione a quella pressione, cioè -252,8 °C (20,35 K), e la temperatura di fusione a quella pressione, cioè -259,2 °C (13,95 K);
2. L'accumulo di O₂ liquido a pressione atmosferica richiede che la sua temperatura sia mantenuta fra la temperatura di ebollizione a quella pressione, cioè -182,96 °C (90,19 K), e la temperatura di fusione a quella pressione, cioè -218,8 °C (54,35 K).

A1.1 Tecnologie per la liquefazione dell'H₂

Il consumo di energia per la liquefazione dell'H₂, con le tecnologie industriali disponibili o con eventuali varianti tecnologiche più efficienti (ma futuribili), è trattato in [23], pag. 24 e seguenti. L'efficienza del processo di liquefazione aumenta con la taglia della macchina frigorifera.

Gli impianti di liquefazione a scala industriale (>10 t_{LH2}/h) sono composti da più stadi di compressione/espansione in cascata, ciascuno dei quali utilizza il fluido più adeguato allo scarto di temperatura in gioco. Il valore di consumo energetico riportato in tabella A1 (80,64 kJ/mol_{H2}) si riferisce alle migliori tecnologie esistenti e ad impianti di grande scala.

A1.2 Tecnologie per la liquefazione di O₂, N₂ e aria

In virtù della prossimità delle temperature di fusione/ebollizione dell'O₂, dell'N₂ e dell'aria, nonché della prossimità dei valori dei rispettivi C_p e ΔH_{ev} (vedi tabella A1), gli impianti per la liquefazione dell'O₂, dell'N₂ e dell'aria utilizzano le stesse tecnologie. Poiché la distillazione frazionata dell'aria ha, da oltre un secolo, un grande interesse industriale, le tecnologie per la liquefazione dell'aria, dell'N₂ e dell'O₂ sono state oggetto di notevoli perfezionamenti.

Allo stato attuale, la liquefazione dell'O₂ con impianti industriali richiede un consumo energetico dell'ordine di 56 kJ/mol_{O2}, quella dell'N₂ dell'ordine di 45 kJ/mol_{N2}. Come in tutti gli impianti criogenici, l'efficienza energetica cresce con le dimensioni dell'impianto.

A1.3 Cicli di liquefazione/rigassificazione di H₂ e O₂ nel modello H₂

Come illustrato nel paragrafo 8.1, la dinamica del modello H₂ comporta una successione ciclica di:

1. liquefazione dei fluidi H₂ e O₂ (prodotti dall'elettrolisi dell'H₂O in rapporto molare 2:1);
2. rigassificazione di H₂ e O₂ liquidi (in rapporto molare 2:1), per alimentare l'array di Fuel Cell statico (catena CEE).

Allo stato attuale delle tecnologie, ogni ciclo di liquefazione/rigassificazione dell'H₂ e dell'O₂ nel modello H₂ comporterebbe, nei semicicli di esubero elettrico, il seguente consumo specifico di energia:

$$w_{L_{H_2}} = 80,64 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2}$$

$$w_{L_{O_2}} = 56,04 \text{ kJ} / \text{mol}_{O_2}, \text{ cioè } w_{L_{O_2}} = 28,02 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2}$$

Il consumo specifico totale di energia sarebbe dunque:

$$w_{TL_{(H_2+0,5O_2)}} = 108,66 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2},$$

corrispondente al 44,93 % dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche del segmento chimico del modello H₂. Questo consumo energetico sarebbe completamente perso se il freddo accumulato dai due fluidi nel corso dei semicicli di esubero elettrico (alla liquefazione di H₂ e O₂) venisse disperso nell'ambiente nel corso dei successivi semicicli di deficit elettrico (alla rigassificazione di H₂ e O₂).

A1.4 Il componente funzionale SRF nei cicli di liquefazione/rigassificazione di H₂ e O₂. Ipotesi generali.

Come illustrato in forma sintetica nel paragrafo 8.1, l'ipotetico dispiegamento di un sistema di recupero del freddo (SRF) potrebbe assicurare un parziale risparmio del consumo energetico

$$W_{TL(H_2+0,5O_2)}$$

Il risparmio energetico associabile all'adozione del componente funzionale SRF (schematizzato funzionalmente nel paragrafo 8.1) è oggetto di stima nei paragrafi che seguono.

Per semplicità di calcolo ed accettando l'inevitabile grado di approssimazione², ipotizziamo che:

1. l'O₂ liquido sia accumulato nel sottosistema S_O alla pressione di 1 atmosfera e alla temperatura di 84 K;
2. l'H₂ liquido sia accumulato nel sottosistema S_H alla pressione di 1 atmosfera e alla temperatura di 18 K;
3. l'aria liquida sia accumulata nel sottosistema S_A alla pressione di 1 atmosfera e alla temperatura di 73 K;
4. negli scambiatori utilizzati nel sistema SFR, indipendentemente dalle geometrie (che esulano dagli scopi di questo documento):
 - a. lo scambio di calore avvenga fra fluidi controdirezionali (in controcorrente), con profili di temperatura lineari (ovunque possibile) lungo l'intero scambiatore e con differenze di temperatura ΔT_S fra i due fluidi (quello che si riscalda e quello che si raffredda) il più possibile costanti lungo l'intero scambiatore e relativamente piccole in modulo (nei calcoli adotteremo il valore convenzionale $\Delta T_S=10$);
 - b. la pressione dei fluidi sia controllabile, almeno in una ristretta gamma attorno alla pressione di 1 atmosfera, in modo che, ove necessario, sia possibile controllare, almeno in una ristretta gamma attorno ai valori indicati in tabella 32, la temperatura alla quale il fluido passa dallo stato liquido a quello di vapore.

Nella tabella A2 sono riepilogate le grandezze associate ai processi di liquefazione di H₂, O₂, N₂, e aria da temperatura ambiente ai valori sopra indicati e sono indicati i corrispondenti valori di COP.

² L'impatto delle ipotesi e semplificazioni che vengono adottate in questo contesto deve essere valutato alla luce delle seguenti circostanze:

- se si applicano le stesse ipotesi e semplificazioni a tutti i modelli (H₂, CH₃OH e NH₃), in linea di principio ciò non dovrebbe alterare il quadro differenziale (es. differenza di efficienza fra due omologhe catene energetiche di due diversi modelli energetici);
- se si applicano le stesse ipotesi e semplificazioni a cicli (es. liquefazione/rigassificazione), l'eventuale impatto su un semiciclo (es. liquefazione) verrà tendenzialmente compensato, almeno in linea di principio, dall'impatto opposto sul successivo semiciclo (es. rigassificazione); in altre parole, il consumo energetico associato a un ciclo non dovrebbe essere modificato significativamente se si adottano semplificazioni che hanno impatti algebricamente opposti sui due semicicli.

	Unità	H ₂	O ₂	Aria	N ₂	
Massa molare	g	2,016	31,999	28,970	28,013	
T _{eb} (Temperatura di ebollizione) a 1 atm	°C	-252,8	-182,96	-194,5	-195,8	
	K	20,35	90,19	78,65	77,35	
c _p del gas (a 300 K e 1 atm)	J/K*mol	28,841	29,375	29,115	29,106	
c _p del liquido (alla temperatura di ebollizione)	K	20,35	90,15	78,15	77,35	
	J/K*mol	20,159	54,718	52,140	57,707	
ΔH _{ev} (a 1 atm)	kJ/mol	0,904	6,820	5,948	5,660	
Segmento I (raffreddamento del gas da T _{ii} ambiente a T _{fi} di condensazione)	T _{ii}	K	298,15	298,15	298,15	298,15
	T _{fi}	K	20,35	90,19	78,65	77,35
	q _I =c _p ·ΔT	kJ/mol	8,012	6,109	6,391	6,427
Segmento II (condensazione a T _{iii} =T _{fi})	T _{iii}	K	20,35	90,19	78,65	77,35
	T _{fi}	K	20,35	90,19	78,65	77,35
	q _{II} =ΔH _{ev}	kJ/mol	0,904	6,820	5,948	5,660
Segmento III (raffreddamento del liquido da T _{iii} di condensazione a T _{fi} di accumulo)	T _{iii}	K	20,35	90,19	78,65	77,35
	T _{fi}	K	18,00	84,00	73,00	73,00
	q _{III} =c _p ·ΔT	kJ/mol	0,047	0,339	0,295	0,251
Totale calore da rimuovere	q _T =q _I +q _{II} +q _{III}	kJ/mol	8,96	13,27	12,63	12,34
Consumo energetico per la liquefazione (dalla temperatura standard)	w _T	kJ/mol	80,64	56,03	69,53	44,82
COP totale (per l'H ₂ : macchina frigorifera multistadio)	COP=w _T /q _T		0,111	0,237	0,182	0,275
COP ideale (NOTA BENE: per macchina frigorifera a uno stadio)	T ₁	K	298,00	298,00	298,00	298,00
	T ₂	K	18,00	84,00	73,00	73,00
	T ₂ /(T ₁ -T ₂)		0,064	0,393	0,324	0,324

Tabella A2: Grandezze associate ai processi di liquefazione di H₂, O₂, N₂ e aria

A1.4.1 Semicicli di esubero elettrico: liquefazione di H₂ e O₂ con componente funzionale SRF

L'architettura funzionale del componente funzionale SRF del modello H₂ nei semicicli di esubero elettrico (Stato E) è illustrata in figura A1. Essa è caratterizzata da due rami:

1. Il **ramo "idrogeno"**, nel quale un flusso di "H₂ gassoso" deve essere liquefatto (da 298,15 K a 18 K), cedendo calore, in controcorrente, ad un flusso di aria liquida prelevata dal sottosistema di accumulo S_A. Poiché l'aria liquida evapora a temperatura più alta ($T_{eb,A} = 78,65 K$ a pressione di 1 atmosfera) di quella alla quale potrebbe condensare l'H₂ ($T_{eb,H_2} = 20,35 K$ a pressione di 1 atmosfera), il raffreddamento di H₂ con aria liquida non può portare alla liquefazione dell'H₂. Per portare l'H₂ fino alla temperatura di liquefazione, pertanto, sarà necessario un apporto esterno di lavoro frigorifero.
2. Il **ramo "ossigeno"**, nel quale un flusso di "O₂ gassoso" viene liquefatto da 298,15 K a 84 K, cedendo calore, in controcorrente, ad un flusso di aria liquida prelevata dal sottosistema di accumulo S_A. Poiché l'aria liquida evapora a temperatura più bassa ($T_{eb,A} = 78,65 K$ a pressione di 1 atmosfera) di quella alla quale potrebbe condensare l'O₂ ($T_{eb,O_2} = 90,19 K$ a pressione di 1 atmosfera), il raffreddamento di O₂ con aria liquida può portare alla liquefazione dell'O₂.

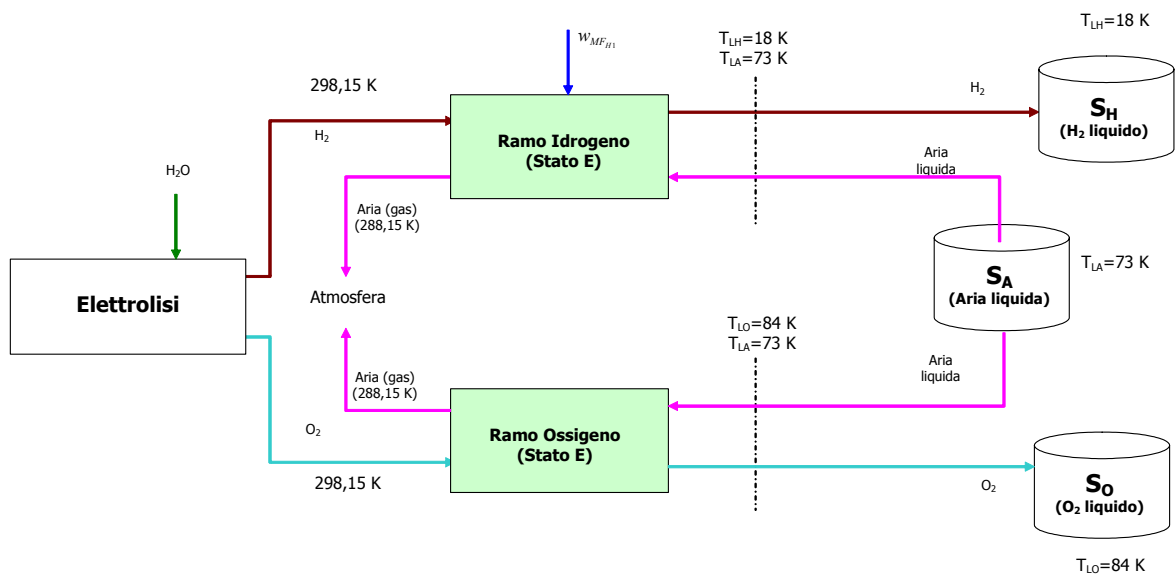


Figura A1: Schema a blocchi funzionale del componente SRF nel modello H₂: liquefazione di O₂ e H₂ nei semicicli di esubero elettrico

A1.4.1.1 Ramo "idrogeno"

Tenendo conto delle caratteristiche fisico-chimiche dei fluidi in gioco, illustrate nella tabella A2, il ramo "idrogeno" sarà costituito da due segmenti in serie:

1. Segmento A. In questo segmento un flusso di aria liquida prelevata dal sottosistema S_A (73 K) viene utilizzato per raffreddare in controcorrente un flusso di H_2 gassoso dalla temperatura ambiente (298,15 K) a una temperatura $T_{H(4)}$ che non potrà essere inferiore alla temperatura di ebollizione dell'aria ($T_{eb,A} = 78,65 K$ a pressione di 1 atmosfera).
2. Segmento B. In questo segmento il flusso di H_2 gassoso a temperatura $T_{H(4)}$ viene raffreddato con una macchina frigorifera fino alla temperatura di accumulo nel sottosistema S_H (18 K).

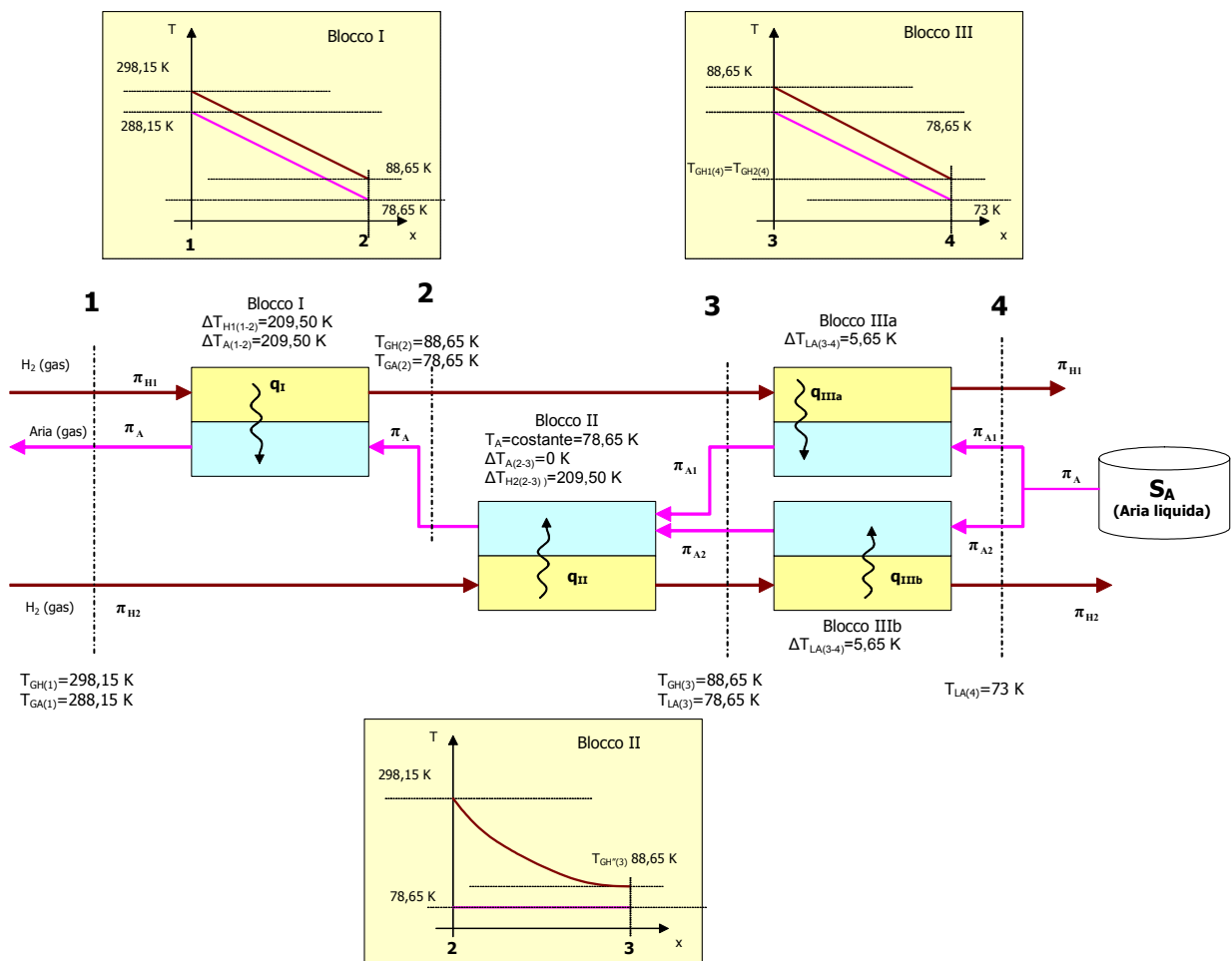


Figura A2: Modellizzazione funzionale del segmento A del ramo "idrogeno" di figura A1

Poiché i parametri che governano lo scambio di potenza termica fra il flusso di aria e quello di H_2 lungo il segmento A mutano significativamente quando muta lo stato di aggregazione dell'aria, è utile suddividere il segmento A in tre sottosegmenti funzionali, così delimitati:

1. Sottosegmento I. E' compreso fra le interfacce "1" e "2" di figura A2. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco I di figura A2) nel quale un flusso di aria gassosa, di portata π_A , viene riscaldata da $T_{GA(2)} = 78,65 K$ (temperatura di ebollizione dell'aria liquida) a $T_{GA(1)} = T_1 - \Delta T_s = (298,15 - 10) K = 288,15 K$ (temperatura di immissione dell'aria nell'atmosfera), assorbendo calore da un flusso di H_2 , di portata π_{H1} , che si raffredda in controcorrente da $T_{GH(1)} = T_1 = 298,15 K$ (temperatura ambiente) a

$$T_{GH(2)} = T_{GA(2)} + \Delta T_s = (78,65 + 10) K = 88,65 K.$$

2. Sottosegmento II. E' compreso fra le interfacce "2" e "3" di figura A2. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco II di figura A2) nel quale un flusso di aria liquida, di portata π_A , viene rigassificata a temperatura costante ($T_{GA(2)} = T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 K$ a pressione di 1 atmosfera), assorbendo calore da un flusso di H_2 , di portata π_{H_2} , che si raffredda in controcorrente da $T_{GH(1)} = T_1 = 298,15 K$ (temperatura ambiente) a $T_{GH(3)} = T_{LA(3)} + \Delta T_s = (78,65 + 10) K = 88,65 K$.
3. Sottosegmento III. E' compreso fra le interfacce "3" e "4" di figura A2. E' rappresentabile come una coppia di scambiatori di calore in parallelo (blocchi IIIa e IIIb di figura A2), che svolgono le funzioni seguenti:
- a. Blocco IIIa.
In questo blocco un flusso di aria liquida, di portata π_{A1} , viene riscaldata da $T_{LA(4)} = T_{S_A} = 73 K$ (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A) a $T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 K$, assorbendo calore da un flusso di H_2 , di portata π_{H1} , che si raffredda in controcorrente da $T_{GH(3)} = 88,65 K$ (temperatura di uscita dal blocco II) alla temperatura $T_{H1(4)}$.
- b. Blocco IIIb. In questo blocco un flusso di aria liquida, di portata π_{A2} , viene riscaldata da $T_{LA(4)} = T_{S_A} = 73 K$ (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A) a $T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 K$, assorbendo calore da un flusso di H_2 , di portata π_{H2} , che si raffredda in controcorrente da $T_{GH(3)} = 88,65 K$ (temperatura di uscita dal blocco II) alla temperatura $T_{H2(4)}$.

A1.4.1.1.1 Scambi di potenza termica nel blocco I

Ipotizziamo che sia possibile progettare la geometria del blocco scambiatore I in modo che sia sufficiente regolare le portate massiche di aria π_A e di H₂ π_{H_1} per ottenere che il profilo longitudinale delle temperature nell'immediata prossimità delle superfici di scambio fra i due fluidi sia pressoché lineare e che sia possibile mantenere pressoché costante ($\Delta T_s=10$ K, per ipotesi) lo scarto di temperatura locale fra i due fluidi controdirezionali. In questo quadro di ipotesi, il recupero ottimale del freddo nel blocco scambiatore I può essere imposto con la seguente relazione semplificata³:

$$\pi_{H_1} = \pi_A \cdot \frac{(c_p)_{GA} \cdot \Delta T_{A(1-2)}}{(c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H_1(1-2)}} \quad (A1.4.01a)$$

dove $(c_p)_{GH}$ e $(c_p)_{GA}$ sono i calori specifici molari a pressione costante rispettivamente dell'H₂ gassoso e dell'aria gassosa, mentre $\Delta T_{H_1(1-2)}$ e $\Delta T_{A(1-2)}$ sono le variazioni della temperatura rispettivamente del fluido H₂ e aria fra le interfacce 1 e 2.

La relazione (A1.4.01a) lega fra loro:

- la portata π_{H_1} dell'H₂ (in mol/s) che si raffredda;
- la portata π_A controdirezionale dell'aria gassosa (in mol/s) che si riscalda.

Nella relazione A1.4.01a:

1. Il parametro $g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GH}}$, rapporto fra i calori specifici molari a pressione costante dell'aria e dell'H₂, al variare della temperatura assoluta presenta i valori seguenti⁴:

		300 K	250 K	200 K
$(c_p)_{GA}$	J/K·mol	29,115	29,057	29,057
$(c_p)_{GH}$	J/K·mol	28,841	28,325	27,295
$g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GH}}$		1,009	1,026	1,065

Assumendo come valore centrale del sottosegmento I la temperatura $T_C=200$ K, il valore di g_1 è, pertanto:

$$g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GH}} = \frac{29,057 \text{ J/K} \cdot \text{mol}}{27,295 \text{ J/K} \cdot \text{mol}} = 1,065$$

2. Poiché $\Delta T_{A(1-2)} = \Delta T_{H_1(1-2)}$, per cui $f_1 = \frac{\Delta T_{A(1-2)}}{\Delta T_{H_1(1-2)}} = 1$, ne consegue che la relazione A1.4.01a può essere scritta nella forma:

$$\pi_{H_1} = g_1 \cdot \pi_A = 1,065 \cdot \pi_A \quad (A1.4.01b)$$

³ Un calcolo più accurato richiederebbe che si tenesse conto della variazione del calore specifico molare con la temperatura.

⁴ I calcoli che seguono assumono come valore di c_p nel segmento di temperatura il valore del parametro in un punto di temperatura media del segmento di temperatura. Nella maggior parte dei casi questa approssimazione dà risultati accettabili, dal momento che quasi tutte le relazioni algebriche che utilizzeremo contengono **rapporti** fra calori molari di individui chimici il cui calore specifico molare non varia in modo significativo nello specifico segmento di temperatura (il calore specifico molare a pressione costante presenta un andamento decrescente con la temperatura, con piccole variazioni legate non linearmente alla diminuzione della temperatura stessa).

A1.4.1.1.1.2 Scambi di potenza termica nel blocco II

Nel blocco II:

1. il flusso di aria liquida di portata π_A rigassifica assorbendo l'energia termica $(\Delta H_{ev})_A$ a temperatura costante ($T_{LA(2)} = T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 \text{ K}$);
2. il flusso controdirezionale di H_2 gassoso, di portata π_{H_2} , cede l'energia termica $(\Delta H_{ev})_A$ per cui si raffredda da $T_{GH(1)} = T_1 = 298,15 \text{ K}$ (temperatura ambiente) a $T_{GH(3)} = 88,65 \text{ K}$.

La differenza di temperatura fra i due fluidi controdirezionali in prossimità della superficie di scambio del blocco II varierà fra i due valori:

- $\Delta T_{(2)} = T_{GH(2)} - T_{GA(2)} = (298,15 - 78,65) \text{ K} = 219,50 \text{ K}$ (valore massimo, nel punto 2);
- $\Delta T_{(3)} = T_{GH(3)} - T_{LA(3)} = (88,65 - 78,65) \text{ K} = 10,00 \text{ K}$ (valore minimo, nel punto 3).

Ipotizziamo che sia possibile progettare la geometria del blocco II in modo che sia sufficiente regolare le portate massiche di aria π_A e di H_2 π_{H_2} per ottenere che il profilo longitudinale degli scarti di temperatura nell'immediata prossimità delle superfici di scambio fra i due fluidi vari dal valore massimo a quello minimo in modo esponenziale. In tal caso, la differenza media logaritmica fra le temperature dei due fluidi lungo il blocco II è:

$$\Delta T_{ml} = \frac{\Delta T_{(2)} - \Delta T_{(3)}}{\ln\left(\frac{\Delta T_{(2)}}{\Delta T_{(3)}}\right)} = \frac{219,50 - 10}{\ln\left(\frac{219,50}{10}\right)} \text{ K} = \frac{209,50}{3,089} \text{ K} = 67,82 \text{ K}$$

In questo quadro di ipotesi, il recupero ottimale del freddo nel blocco II può essere imposto con la seguente relazione semplificata⁵:

$$\pi_{H_2} \cdot (c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H_2(2-3)} = \pi_A \cdot (\Delta H_{ev})_A \quad (\text{A1.4.02a})$$

dove $(\Delta H_{ev})_A$ è l'entalpia di evaporazione dell'aria liquida e $\Delta T_{H_2(2-3)}$ è la variazione della temperatura del fluido H_2 a cavallo del blocco scambiatore II (cioè fra i punti 2 e 3).

La relazione lega la portata dell'aria π_A (in mol/s), che evapora a temperatura costante ($T_{LA(2)} = T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 \text{ K}$), alla portata π_{H_2} dell' H_2 controdirezionale (in mol/s), che cede calore, raffreddandosi da $T_{GH(1)} = T_1 = 298,15 \text{ K}$ a $T_{GH(3)} = T_{LA(3)} + \Delta T_s = 88,65 \text{ K}$.

Tenendo conto che, per le ipotesi fatte, $\Delta T_{H_2(2-3)} = (298,15 - 88,65) \text{ K} = 209,50 \text{ K}$, dalla relazione A1.4.02 ricaviamo:

$$\pi_{H_2} = \frac{(\Delta H_{ev})_A}{(c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H_2(2-3)}} \cdot \pi_A = \frac{5,948 \text{ J/mol}_{aria}}{27,295 \cdot 209,50 \text{ J/mol}_{H_2}} \cdot \pi_A = 1,040 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.02b})$$

⁵ Un calcolo più accurato richiederebbe che si tenesse conto della variazione del calore specifico molare con la temperatura.

A1.4.1.1.1.3 Scambi di potenza termica nel blocco IIIa

Ipotizziamo che sia possibile progettare la geometria del blocco scambiatore IIIa in modo che sia sufficiente regolare le portate massiche di aria π_{A1} e di H₂ π_{H1} per ottenere che il profilo longitudinale delle temperature nell'immediata prossimità delle superfici di scambio fra i due fluidi sia pressoché lineare e che sia possibile mantenere pressoché costante ($\Delta T_S=10$ K, per ipotesi) lo scarto di temperatura locale fra i due fluidi controdirezionali. In questo quadro di ipotesi, il recupero ottimale del freddo nel blocco scambiatore IIIa può essere imposto con la seguente relazione semplificata:

$$(c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H1(3-4)} \cdot \pi_{H1} = (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \cdot \pi_{A1} \quad (A1.4.03a)$$

Dalla (A1.4.03a) possiamo ricavare

$$\Delta T_{H1(3-4)} = \frac{(c_p)_{LA}}{(c_p)_{GH}} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \cdot \frac{\pi_{A1}}{\pi_{H1}} \quad (A1.4.03b)$$

A1.4.1.1.1.4 Scambi di potenza termica nel blocco IIIb

Ipotizziamo che sia possibile progettare la geometria del blocco scambiatore IIIb in modo che sia sufficiente regolare le portate massiche di aria π_{A2} e di H₂ π_{H2} per ottenere che il profilo longitudinale delle temperature nell'immediata prossimità delle superfici di scambio fra i due fluidi sia pressoché lineare e che sia possibile mantenere pressoché costante ($\Delta T_S=10$ K, per ipotesi) lo scarto di temperatura locale fra i due fluidi controdirezionali. In questo quadro di ipotesi, il recupero ottimale del freddo nel blocco scambiatore IIIb può essere imposto con la seguente relazione semplificata:

$$(c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H2(3-4)} \cdot \pi_{H2} = (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \cdot \pi_{A2} \quad (A1.4.03c)$$

Dalla (A1.4.03c) possiamo ricavare

$$\Delta T_{H2(3-4)} = \frac{(c_p)_{LA}}{(c_p)_{GH}} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \cdot \frac{\pi_{A2}}{\pi_{H2}} \quad (A1.4.03d)$$

A1.4.1.1.1.5 Vincoli alle interfacce dei blocchi IIIa e IIIb

Se imponiamo che $\Delta T_{H1(3-4)} = \Delta T_{H2(3-4)}$, allora le relazioni (A1.4.03b) e (A1.4.03d) impongono che la portata di aria liquida prelevata dal sottosistema SA sia suddivisa in due fussi di portata π_{A1} e π_{A2} , che devono essere fra loro nel rapporto seguente (funzione dei valori delle portate di idrogeno π_{H1} e π_{H2}):

$$\frac{\pi_{A2}}{\pi_{A1}} = \frac{\pi_{H2}}{\pi_{H1}} \quad (A1.4.04)$$

Tenendo conto delle relazioni (A1.4.01b) e (A1.4.02b), il rapporto $\frac{\pi_{H2}}{\pi_{H1}}$ ha il valore:

$$\frac{\pi_{H2}}{\pi_{H1}} = \frac{1,040}{1,065} = 0,976 \quad (A1.4.05)$$

La relazione fra portata $\pi_H = \pi_{H1} + \pi_{H2}$ del flusso di H₂ e la portata in controcorrente dell'aria π_A data da:

$$\pi_H = \pi_{H1} + \pi_{H2} = (1,065 + 1,040) \cdot \pi_A = 2,105 \cdot \pi_A, \text{ cioè:}$$

$$\pi_A = 0,475 \cdot \pi_H \quad (\text{A1.4.04})$$

Tenendo conto che $\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2}$ e considerando le relazioni (A1.4.05) e (A1.4.03d) possiamo ricavare il valore di $\Delta T_{H1(3-4)} = \Delta T_{H2(3-4)}$:

$$\Delta T_{H2(3-4)} = \Delta T_{H1(3-4)} = \frac{(c_p)_{LA}}{(c_p)_{GH}} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \cdot \frac{\pi_{A2}}{\pi_{H2}} = \frac{51,539 \cdot 5,65}{20,00} \cdot 0,475 \text{ K} = 6,92 \text{ K}^6 \quad (\text{A1.4.06})$$

Dalla A1.4.06, considerando che $T_{GH(3)} = 88,65 \text{ K}$:

$$T_{GH(4)} = T_{GH(3)} - \Delta T_{H2(3-4)} = T_{GH(3)} - \Delta T_{H1(3-4)} = (88,65 - 6,92) \text{ K} = 81,73 \text{ K}$$

A1.4.1.1.2 Sottosistema frigorifero MF_{H1}

Come abbiamo visto, all'uscita dei blocchi IIIa e IIIb, l'H₂ si trova alla temperatura di 81,73 K. Per poterlo accumulare nel sottosistema S_H (ove la temperatura di accumulo è T_H=18 K), è necessario ridurre la sua temperatura da 81,73 K a 18,00 K ($\Delta T=63,73 \text{ K}$).

A questo scopo è necessario impiegare un sottosistema frigorifero MF_{H1} che lavori fra la temperatura T_{LH}=18 K e T₂=298,15 K (temperatura ambiente standard).

Un sistema frigorifero per il raffreddamento dell'H₂ dalla temperatura ambiente alla temperatura di liquefazione è composto di più stadi, ciascuno dei quali sottrae all'H₂ una quota del calore necessario a far sì che esso raggiunga una temperatura inferiore alla sua temperatura di condensazione (20,35 K alla pressione di 1 atmosfera).

In generale, il primo stadio delle macchine frigorifere industriali di grande taglia impiegate per la liquefazione dell'H₂ utilizza come fluido refrigerante N₂ liquido, con il quale l'H₂ (che entra negli impianti alla pressione di 21 bar⁷) viene raffreddato in prossimità della temperatura dell'N₂ liquido (per l'N₂: $T_{ebN_2} = 77,35 \text{ K}$ alla pressione di 1 atmosfera).

Negli impianti di liquefazione dell'H₂ il primo stadio, se il fluido utilizzato è N₂ liquido, ha un consumo energetico specifico tipico $w_{LN_2} = 15,55 \text{ MJ} / \text{kg}_{LH_2} = 31,1 \text{ kJ} / \text{mol}_{LH_2}$ ⁸.

Poiché l'H₂ che esce dai blocchi IIIa e IIIb si trova alla temperatura di 81,73 K, il consumo del sottosistema frigorifero MF_{H1} che, a valle dei due blocchi, deve portare l'H₂ a 18 K non potrà essere inferiore a quello di una macchina industriale per la liquefazione dell'H₂ nella quale sia lo stadio di precompressione dell'H₂ da 1 a 21 bar ($w_{Had}=12 \text{ kJ/mol}_{H_2}$) sia quello di pre-raffreddamento dell'H₂ con N₂ liquido ($w_{LN_2}=31,1 \text{ kJ/mol}_{H_2}$) siano sostituiti dal blocco I di figura A2.

Ne consegue che, se un impianto industriale completo per la liquefazione dell'H₂ consuma circa 80,64 kJ/mol_{LH₂} (vedi tabella A1) mentre la precompressione dell'H₂ e il pre-raffreddamento con N₂ liquido comportano un consumo $w_{LHstadio1}=(31,1+12,0) \text{ kJ/mol}_{LH_2} =43,1 \text{ kJ/mol}_{LH_2}$, il consumo energetico specifico del sottosistema frigorifero MF_{H1} non potrà essere inferiore a:

⁶ Il valore di c_p dell'H₂ alle temperature in gioco nel segmento III (80-90 K) è qui stimato in 20,00 J/K·mol. Il valore è probabilmente sottostimato, in linea con le ipotesi già menzionate.

⁷ Il lavoro teorico di compressione adiabatica per portare l'H₂ gassoso a temperatura ambiente da 1 a 21 bar è $W_{Had}=12,0 \text{ kJ/mol}_{H_2}$, mentre il corrispondente lavoro isoterma ideale vale 5,9 kJ/mol_{H₂}. Assumendo come valore del lavoro di precompressione dell'H₂ il valore $W_{Had}=12,0 \text{ kJ/mol}_{H_2}$, sovrastimiamo il risparmio energetico ottenibile con il componente funzionale SRF nel modello H₂, in linea con l'impostazione adottata nel capitolo 9.

⁸ [23], pag. 24

$$w_{MF_{H_1}} = (80,64 - 43,10) \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2} = 37,54 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2}$$

In ragione delle numerose semplificazioni ottimistiche che abbiamo adottato, tutte orientate a sottostimare il consumo energetico associato al modello H_2 (in linea con l'impostazione adottata nel capitolo 9), se assumiamo, per il consumo energetico del sottosistema frigorifero MF_{H_1} , il valore $w_{MF_{H_1}} = 37,54 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2}$ la stima che otteniamo è ampiamente ottimistica.

A1.4.1.2 Riepilogo degli scambi di calore nel ramo "idrogeno", nei semicicli di esubero elettrico

Possiamo concludere che nei semicicli di esubero elettrico il ramo "idrogeno" del componente funzionale SRF modellizzato in figura A1, porta un flusso $\pi_H = \pi_{H_1} + \pi_{H_2} = 2,105 \cdot \pi_A$ di idrogeno alla temperatura di liquefazione mediante raffreddamento in due segmenti:

1. Nel primo segmento (segmento A, costituito dai blocchi I, II e III di figura A2) il flusso $\pi_H = \pi_{H_1} + \pi_{H_2} = 2,105 \cdot \pi_A$ viene raffreddato fino a 81,73 K, mediante semplice scambio di calore con l'aria liquida che evapora.
Come mostra la relazione A1.4.04, per ogni mole di H_2 che viene raffreddata fino a 81,73 K è necessario rigassificare 0,475 moli di aria liquida da 73 K a 288,15 K.
2. Nel secondo segmento (sottosistema frigorifero MF_{H_1}), la temperatura dell' H_2 viene ridotta da 81,73 K a 18 K con una macchina frigorifera che consuma l'energia $w_{MF_{H_1}} = 37,54 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2}$.

Nel ramo "idrogeno" del componente funzionale SRF, per ottenere 1 mole di H_2 liquido a 18 K partendo dalla temperatura standard (298,15 K), è necessario rigassificare almeno 0,475 moli di aria liquida (da 73 K a 288,15 K) e spendere almeno il lavoro elettrico

$$w_{MF_{H_1}} = 37,54 \text{ kJ} .$$

A1.4.1.3 Ramo "ossigeno"

Nel ramo "ossigeno" di figura A1 i fluidi contro-direzionali in gioco sono:

1. aria liquida, che viene prelevata dal sottosistema S_A (alla temperatura di accumulo $T_{SA}=73\text{ K}$) e riscaldata (con passaggio dallo stato liquido a quello gassoso) da 73 K a $288,15\text{ K}$;
2. O_2 che viene raffreddato (con passaggio dallo stato gassoso a quello liquido) da $298,15\text{ K}$ (temperatura ambiente) a 84 K (temperatura di accumulo nel sottosistema S_0).

A parità di pressione, l'aria ha temperatura di ebollizione più bassa di quella dell' O_2 . Alla pressione di 1 atmosfera la temperatura di ebollizione dell'aria è $T_{eb,A} = 78,65\text{ K}$, quella di ebollizione dell' O_2 è $T_{eb,O_2} = 90,19\text{ K}$ (vedi tabella A1). Alla pressione di 1 atmosfera la differenza di temperatura fra i due punti è di $11,54\text{ K}$.

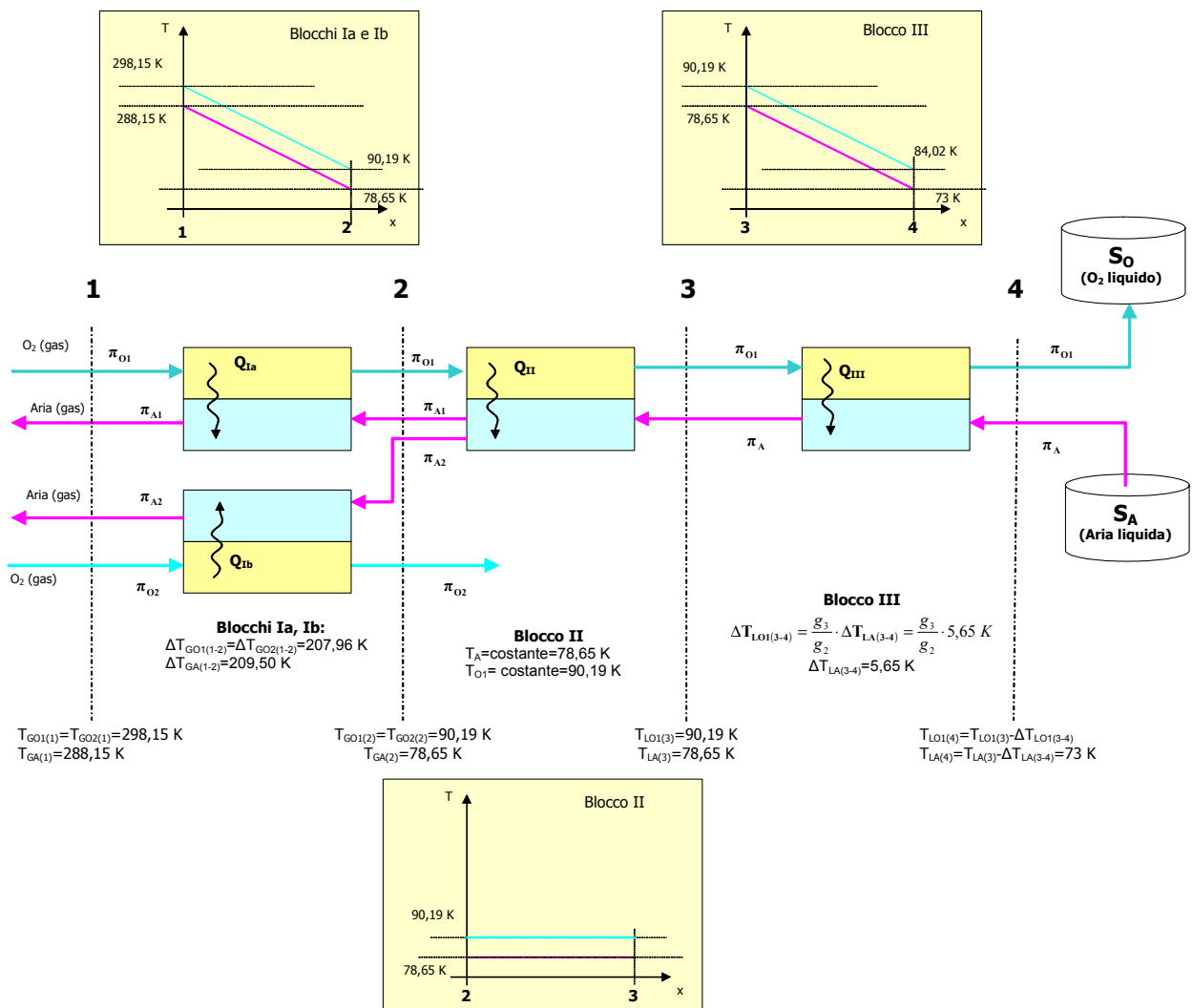


Figura A3: Modellizzazione funzionale del ramo "ossigeno" di figura A1

Per calcolare le portate di aria e O_2 che permettono il recupero ottimale del freddo rilasciato dall'aria liquida che rigassifica seguiremo la stessa impostazione adottata nel precedente paragrafo. Tenendo conto delle caratteristiche chimico-fisiche dei fluidi in gioco, suddividiamo il ramo "ossigeno" di figura A1 in tre segmenti funzionali, così delimitati:

1. **Segmento I.** E' compreso fra le interfacce "1" e "2" di figura A3. E' rappresentabile funzionalmente come una coppia di scambiatori di calore (blocchi Ia e Ib di figura A3) nei quali due flussi di aria gassosa (di portata π_{A1} e π_{A2} , con $\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2}$), vengono riscaldati da $T_{GA(2)} = 78,65 K$ (temperatura di ebollizione dell'aria liquida) a $T_{GA(1)} = T_1 - \Delta T_s = (298,15 - 10) K = 288,15 K$ (temperatura di immissione dell'aria nell'atmosfera), assorbendo calore da due flussi di O_2 , rispettivamente di portata π_{O1} e π_{O2} , con $\pi_O = \pi_{O1} + \pi_{O2}$, che si raffreddano in controcorrente da $T_{GO(1)} = T_1 = 298,15 K$ (temperatura ambiente) a $T_{GO(2)} = T_{GA(2)} + \Delta T_s = (78,65 + 10) K = 88,65 K$.
2. **Segmento II.** E' compreso fra le interfacce "2" e "3" di figura A3. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco II di figura A3) nel quale un flusso di aria liquida, di portata $\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2}$, viene rigassificata a temperatura costante ($T_{GA(2)} = T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 K$ a pressione di 1 atmosfera), assorbendo calore da un flusso di O_2 , di portata π_{O1} , che liquefa in controcorrente a temperatura costante alla pressione di 1 atmosfera ($T_{GO(2)} = T_{LO(3)} = 90,19 K$).
3. **Segmento III.** E' compreso fra le interfacce "3" e "4" di figura A3. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco III di figura A3), nel quale un flusso di aria liquida, di portata π_A , viene riscaldata da $T_{LA(4)} = T_{SA} = 73 K$ (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A) a $T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 78,65 K$, assorbendo calore da un flusso di O_2 , di portata π_{O1} , che si raffredda in controcorrente da $T_{LO1(3)} = 90,19 K$ (temperatura di uscita del flusso π_{O1} dal blocco II) alla temperatura $T_{LO1(4)}$.

A1.4.1.3.1 Scambi di potenza termica nei diversi segmenti di temperatura

Tenendo conto delle caratteristiche fisico-chimiche dei due fluidi controdirezionali in gioco, per ciascuno dei tre segmenti di temperatura sopra definiti si possono scrivere equazioni di ottimizzazione degli scambi termici. Precisamente:

1. Nel **segmento di temperatura I** i due fluidi sono entrambi allo stato gassoso. Se ipotizziamo che i blocchi scambiatori Ia e Ib siano progettati in modo che il profilo longitudinale delle temperature sia lineare e che la potenza termica scambiata sia pressoché costante in tutti i punti della superficie di separazione fra i due fluidi, lo scambio di potenza termica fra il flusso di aria e il corrispettivo flusso controdirezionale di O_2 sarà governato dalle seguenti relazioni:

$$\pi_{O1} \cdot (c_p)_{GO} \cdot \Delta T_{O1(1-2)} = \pi_{A1} \cdot (c_p)_{GA} \cdot \Delta T_{A1(1-2)} \quad (A1.4.07a)$$

$$\pi_{O2} \cdot (c_p)_{GO} \cdot \Delta T_{O2(1-2)} = \pi_{A2} \cdot (c_p)_{GA} \cdot \Delta T_{A2(1-2)} \quad (A1.4.07b)$$

$$\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2} \quad (A1.4.07c)$$

$$\pi_O = \pi_{O1} + \pi_{O2} \quad (A1.4.07d)$$

Ponendo $g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GO}}$ e $f_1 = \frac{\Delta T_{A1(1-2)}}{\Delta T_{O1(1-2)}} = \frac{\Delta T_{A2(1-2)}}{\Delta T_{O2(1-2)}}$, le relazioni (A1.4.07a) e (A1.4.07b) si

possono scrivere nella forma:

$$\pi_{O1} = g_1 f_1 \pi_{A1} \quad (A1.4.07e)$$

$$\pi_{O_2} = g_1 f_1 \pi_{A_2} \quad (\text{A1.4.07f})$$

2. Nel **segmento di temperatura II** i due fluidi subiscono entrambi un cambiamento di fase. Se ipotizziamo che il blocco scambiatore II sia progettato in modo che il profilo longitudinale delle temperature sia lineare e che la potenza termica scambiata sia pressoché costante in tutti i punti della superficie di separazione fra i due fluidi, lo scambio di potenza termico fra il flusso di aria $\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2}$ e quello di O₂ π_{O1} sarà governato da una relazione della forma seguente:

$$\pi_{O1} \cdot (\Delta H_{ev})_O = \pi_A \cdot (\Delta H_{ev})_A \quad (\text{A1.4.08a})$$

Ponendo $g_2 = \frac{(\Delta H_{ev})_A}{(\Delta H_{ev})_O}$, la relazione (A1.4.08a) si può scrivere nella forma:

$$\pi_{O1} = g_2 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.08b})$$

3. Nel **segmento di temperatura III** i due fluidi sono entrambi allo stato liquido. Se ipotizziamo che il blocco scambiatore III sia progettato in modo che il profilo longitudinale delle temperature sia lineare e che la potenza termica scambiata sia pressoché costante in tutti i punti della superficie di separazione fra i due fluidi, lo scambio di potenza termico fra il flusso di aria π_{LA} e quello di O₂ π_{LO1} sarà governato da una relazione della forma seguente:

$$\pi_{LO1} \cdot (c_p)_{LO} \cdot \Delta T_{O1(3-4)} = \pi_{LA} \cdot (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \quad (\text{A1.4.09a})$$

Ponendo $g_3 = \frac{(c_p)_{LA}}{(c_p)_{LO}}$ e $f_3 = \frac{\Delta T_{A(3-4)}}{\Delta T_{O1(3-4)}}$, la relazione (A1.4.09a) si può scrivere nella forma:

$$\pi_{LO1} = g_3 f_3 \pi_{LA} \quad (\text{A1.4.09b})$$

A1.4.1.3.2 Relazioni numeriche

Parametro	Unità	Valore					
		300 K	250 K	200 K	100 K	90 K	80 K
$(C_p)_{GA}$	J/K·mol	29,115	29,057	29,057			
$(C_p)_{LA}$	J/K·mol				57,3	54,45	52,39
$(C_p)_{GO}$	J/K·mol	29,375	29,215	28,991			
$(C_p)_{LO}$	J/K·mol					54,72	
$(\Delta H_{ev})_A$	kJ/mol						5,948
$(\Delta H_{ev})_O$	kJ/mol					6,820	
$g_1 = (C_p)_{GA} / (C_p)_{GO}$		0,991	0,995	1,002			
$g_2 = (\Delta H_{ev})_A / (\Delta H_{ev})_O$						0,872	
$g_3 = (C_p)_{LA} / (C_p)_{LO}$						0,957	

	O ₂	Aria
$T_{(1)}$	298,15	288,15
$T_{(2)}$	90,19	78,65
$T_{(3)}$	90,19	78,65
$T_{(4)}$	84,00	73,00
$\Delta T_{A(1-2)}$		209,50
$\Delta T_{O(1-2)}$	207,96	
$\Delta T_{A(3-4)}$		5,65

Tabella A3: Parametri caratteristici dei fluidi in gioco nel ramo ossigeno del componente SFR nei semicicli di esubero elettrico (Stato E)

Tenendo conto dei valori che le grandezze g_1 , g_2 e g_3 assumono per i due fluidi (vedi tabella A3), il ramo "ossigeno" di figura A1 sarà modellizzabile con le seguenti relazioni numeriche.

1. Nel segmento II:

$$\pi_{O1} = g_2 \pi_A = 0,872 \cdot \pi_A \quad (A1.4.08c)$$

Il segmento II vincola la portata π_{O1} in funzione della portata π_A . La relazione A1.4.08c è di tipo lineare, univocamente determinata dal rapporto g_2 fra le entalpie di evaporazione dei due fluidi in gioco.

2. Nel segmento III:

$$\pi_{O1} = g_3 f_3 \pi_A, \text{ da cui, ricordando la A1.4.08c:}$$

$$f_3 = \frac{\Delta T_{A(3-4)}}{\Delta T_{O1(3-4)}} = \frac{g_2}{g_3} = \frac{0,872}{0,957} = 0,9112 \quad (A1.4.09c)$$

Dalla A1.4.09c ricaviamo:

$$\Delta T_{O1(3-4)} = \frac{\Delta T_{A(3-4)}}{f_3} = \frac{g_3}{g_2} \cdot \Delta T_{A(3-4)} = \frac{5,65}{0,9112} K = 6,20 K$$

$$T_{O1(4)} = T_{O1(3)} - \Delta T_{O1(3-4)} = T_{O1(3)} - \left[\frac{g_3}{g_2} \cdot \Delta T_{A(3-4)} \right] = (90,19 - 6,20) K = 83,99 K$$

Le caratteristiche dei fluidi nei segmenti di temperatura II e III pongono un vincolo alla temperatura minima che l'O₂ del flusso π_{O1} può raggiungere nel segmento III

$$(T_{O1(4)} = 83,99 K).$$

3. Nel segmento I:

$$\pi_{O1} = g_1 f_1 \pi_{A1} \quad (A1.4.07e)$$

$$\pi_{O2} = g_1 f_1 \pi_{A2} \quad (A1.4.07f)$$

$$\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2} \quad (\text{A1.4.07c})$$

$$\pi_O = \pi_{O1} + \pi_{O2} \quad (\text{A1.4.07d})$$

Dalla A1.4.07e, ricordando la A1.4.08c e che $f_1 = \frac{\Delta T_{A(1-2)}}{\Delta T_{O1(1-2)}} = \frac{209,50}{207,96} = 1,007$, ricaviamo:

$$\pi_{A1} = \frac{\pi_{O1}}{g_1 f_1} = \frac{g_2 \pi_A}{g_1 f_1} = \frac{0,872}{1,002 \cdot 1,007} \cdot \pi_A = 0,864 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.10})$$

Dalla A1.4.07d, ricordando la (A1.4.10), ricaviamo:

$$\pi_{A2} = \pi_A - \pi_{A1} = \left(1 - \frac{g_2}{g_1 f_1}\right) \cdot \pi_A = (1 - 0,864) \cdot \pi_A = 0,136 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.11})$$

Dalla A1.4.07f, ricordando la A1.4.07c e la (A1.4.10), ricaviamo:

$$\pi_{O2} = g_1 f_1 \cdot (\pi_A - \pi_{A1})$$

$$\pi_{O2} = g_1 f_1 \cdot \left(1 - \frac{g_2}{g_1 f_1}\right) \cdot \pi_A = (g_1 f_1 - g_2) \cdot \pi_A = (1,009 - 0,872) \cdot \pi_A = 0,137 \cdot \pi_A$$

Dalle considerazioni svolte, si ricava che un flusso di aria liquida di portata π_A (in mol/s) è in grado:

1. di portare a liquefazione, alla temperatura $T_{O1(4)}=84,00$ K, un flusso di O_2 di portata $\pi_{O1} = g_2 \pi_A = 0,872 \cdot \pi_A$;
2. di ridurre da $T_{O2(1)}=298,15$ K a $T_{O2(2)}=90,19$ K la temperatura di un flusso di O_2 gassoso di portata $\pi_{O2} = (g_1 f_1 - g_2) \cdot \pi_A = 0,137 \cdot \pi_A$.

In conclusione, facendo riferimento alla modellizzazione funzionale di figura A3:

1. Nel ramo ossigeno di figura A1, il rapporto fra la massa di aria liquida m_A che deve essere rigassificata (da 73 K a 288 K) e la massa m_{O1} di O_2 che può essere portata a liquefazione (da 298,15 K a 84,02 K) è:

$$\frac{m_A}{m_{O1}} = \frac{1}{g_2} = \frac{1}{0,872} \text{ mol}_A / \text{mol}_{O_2} = 1,147 \text{ mol}_A / \text{mol}_{O_2}.$$

2. Una quota del freddo associato alla rigassificazione della massa m_A , tuttavia, non può essere assorbita (nel segmento I), dalla massa m_{O1} di O_2 .

Questa quota di freddo, corrispondente al freddo associato alla massa di aria

$$\frac{m_{A2}}{m_{O1}} = \frac{\left(1 - \frac{g_2}{g_1 f_1}\right)}{g_2} = \left(\frac{1}{g_2} - \frac{1}{g_1 f_1}\right) = (1,147 - 0,991) \text{ mol}_A / \text{mol}_{LO_2} = 0,156 \text{ mol}_A / \text{mol}_{LO_2}$$

viene dispersa nell'ambiente.

A1.4.1.4 Riepilogo degli scambi di calore nel ramo "ossigeno", nei semicicli di esubero elettrico

Possiamo concludere che nei semicicli di esubero elettrico il ramo "ossigeno" del componente funzionale SRF modellizzato in figura A1, porta un flusso $\pi_{O_1} = 0,872 \cdot \pi_A$ di ossigeno alla temperatura di liquefazione. Pertanto, per ogni mole di O_2 portata a liquefazione, è richiesta la rigassificazione di una massa di aria liquida:

$$\frac{m_A}{m_{O_1}} = \frac{1}{0,872} \frac{mol_{LA}}{mol_{LO_2}} = 1,147 \frac{mol_{LA}}{mol_{LO_2}}$$

A1.4.1.5 Riepilogo degli scambi di calore nel componente funzionale SRF del modello H_2 , nei semicicli di esubero elettrico

Il risultato dell'analisi svolta nei paragrafi precedenti è riassunto nella tabella A4.

	Unità	Semiciclo		Totale
		H_2	O_2	
Consumo di aria liquida, per mole di H_2O elettrolizzata (0,5 moli di O_2 per mole di H_2O)	mol_{LA}/mol_{H_2O}	0,475	0,573	1,048
Consumo di energia da parte di macchine frigorifere	kJ/mol_{H_2O}	37,54	0,00	37,54

Tabella A4: *Riepilogo degli scambi di calore nel nel componente funzionale SRF del modello H_2 , nei semicicli di esubero elettrico*

Possiamo concludere che:

con il componente funzionale SRF, la liquefazione di 1 mole di H_2 e di 0,5 moli di O_2 (nel semiciclo di esubero elettrico) richiede la rigassificazione di 1,048 moli di aria liquida ed un consumo di energia elettrica non inferiore a $w_{MF,H_1} = 37,54 \text{ kJ}$.

A1.4.2 Rigassificazione di H₂ e O₂ con un componente funzionale SRF (semiciclo di deficit elettrico)

L'analisi condotta nei precedenti paragrafi ci ha permesso di calcolare il bilancio energetico associato al funzionamento del componente funzionale SRF nel modello H₂ nel semiciclo di esubero elettrico (stato E), durante il quale un flusso di H₂ e uno di O₂ devono essere liquefatti assorbendo al meglio il freddo rilasciato da un flusso di aria liquida che rigassifica.

Per completare l'analisi, dobbiamo ora verificare quale è il consumo energetico associato al semiciclo di deficit elettrico (stato D), durante il quale i due fluidi H₂ e O₂ devono essere rigassificati in rapporto molare 2:1, per reintegrare la quantità di aria liquida che, a parità di massa di H₂ e O₂ coinvolti, dovrebbe essere rigassificata (1,048 mol_{LA}/mol_{H₂O}) durante il semiciclo di esubero elettrico (stato E).

L'architettura funzionale del componente funzionale SRF del modello H₂ nei semicicli di deficit elettrico (stato D) è illustrata in figura A4. Essa è caratterizzata da due rami:

1. Il **ramo "idrogeno"**, nel quale un flusso di "H₂ liquido" viene rigassificato (da 18 K a 288,15 K), assorbendo calore da un flusso di aria atmosferica, che si raffredda in controcorrente. Per produrre aria liquida in quantità sufficiente a reintegrare il fabbisogno relativo ai semicicli di esubero elettrico, potrà risultare necessario un apporto di lavoro frigorifero w_{MFH} .
2. Il **ramo "ossigeno"**, nel quale il fluido "O₂ liquido" viene rigassificato da 84 K a 288,15 K, assorbendo calore da aria atmosferica, che si raffredda in controcorrente. Per produrre aria liquida in quantità sufficiente a reintegrare il fabbisogno relativo ai semicicli di esubero elettrico, potrà risultare necessario l'apporto di un lavoro frigorifero w_{MFO} .

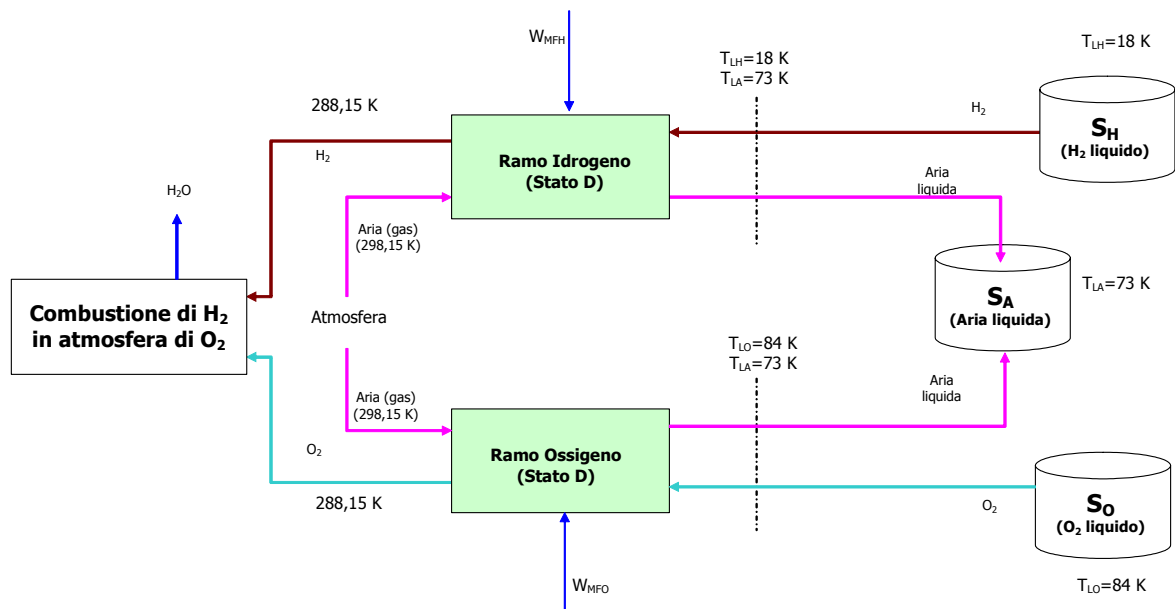


Figura A4: Schema a blocchi funzionale del componente SRF nel modello H₂ relativo ai semicicli di deficit elettrico (stato D). Flussi di O₂ e H₂, prelevati allo stato liquido dai rispettivi sottosistemi di accumulo, vengono rigassificati scambiando calore in controcorrente con flussi di aria prelevata dall'atmosfera. Il flusso di aria liquida risultante viene accumulato nel sottosistema S_A.

A1.4.2.1 Ramo "idrogeno"

A parità di pressione, l'aria allo stato di vapore condensa a temperatura più alta (81,65 K, alla pressione di 1 atmosfera) di quella alla quale evapora l'H₂ liquido (20,35 K alla pressione di 1 atm). Per calcolare le relazioni che legano i flussi di calore scambiati fra il fluido "H₂ liquido" che viene rigassificato ed il fluido "aria gassosa" che viene portato a liquefazione, è utile modellizzare il ramo "idrogeno" come in figura A5. Tenuto conto delle caratteristiche fisico-chimiche dei due fluidi in gioco, infatti, il ramo "idrogeno" sarà costituito dai seguenti segmenti funzionali:

1. Segmento I. E' compreso fra le interfacce "1" e "2" di figura A5. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco I di figura A5) nel quale un flusso di aria gassosa prelevata dall'atmosfera, di portata π_A , viene raffreddata da $T_{GA(1)} = 298,15 K$ (temperatura ambiente convenzionale) a $T_{GA(2)} = 81,65 K$ (temperatura di condensazione dell'aria alla pressione di 1 atmosfera), cedendo calore ad un flusso di H₂, di portata π_H , che si riscalda in controcorrente da $T_{GH(2)} = T_{GA(2)} - \Delta T_s = (81,65 - 10) K = 71,65 K$ a $T_{GH(1)} = T_1 - \Delta T_s = (298,15 - 10) K = 288,15 K$ (temperatura di immissione dell'H₂ nel sottosistema di combustione in ambiente di ossigeno puro).
2. Segmento II. E' compreso fra le interfacce "2" e "3" di figura A5. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco II di figura A5) nel quale una frazione π_{A1} del flusso π_A prodotto dal blocco I, viene liquefatta mediante raffreddamento da $T_{GA(2)} = 81,65 K$ (temperatura di condensazione dell'aria alla pressione di 1 atmosfera) a $T_{LA(3)} = 73 K$ (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A), cedendo calore ad un flusso di H₂, di portata π_H , che rigassifica riscaldandosi in controcorrente da $T_{LH(3)} = 18 K$ (temperatura di prelievo, allo stato liquido, dal sottosistema S_H) a $T_{GH(2)} = 71,65 K$ (temperatura di immissione dell'H₂ nel blocco I).
3. Macchina frigorifera MF_H. Ha la funzione di liquefare la frazione π_{A1} del flusso di aria π_A , prodotta dal blocco I alla temperatura $T_{GA(2)} = 81,65 K$, riducendo la sua temperatura fino a 73 K (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A).

A1.4.2.1.1.1 Scambi di potenza termica nel blocco I

Ipotizziamo che sia possibile progettare la geometria del blocco scambiatore I in modo che sia sufficiente regolare le portate massiche di aria π_A e di H₂ π_H per ottenere che il profilo longitudinale delle temperature nell'immediata prossimità delle superfici di scambio fra i due fluidi sia pressoché lineare e che sia possibile mantenere pressoché costante ($\Delta T_s = 10 K$, per ipotesi) lo scarto di temperatura locale fra i due fluidi controdirezionali. In questo quadro di ipotesi, il recupero ottimale del freddo nel blocco scambiatore I può essere imposto con la seguente relazione semplificata:

$$\pi_H = \pi_A \cdot \frac{(c_p)_{GA} \cdot \Delta T_{A(1-2)}}{(c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H(1-2)}} \quad (A1.4.12a)$$

dove $(c_p)_{GH}$ e $(c_p)_{GA}$ sono i calori specifici molari a pressione costante rispettivamente dell'H₂ gassoso e dell'aria gassosa, mentre $\Delta T_{H(1-2)}$ e $\Delta T_{A(1-2)}$ sono le variazioni della temperatura rispettivamente del fluido H₂ e aria fra le interfacce 1 e 2.

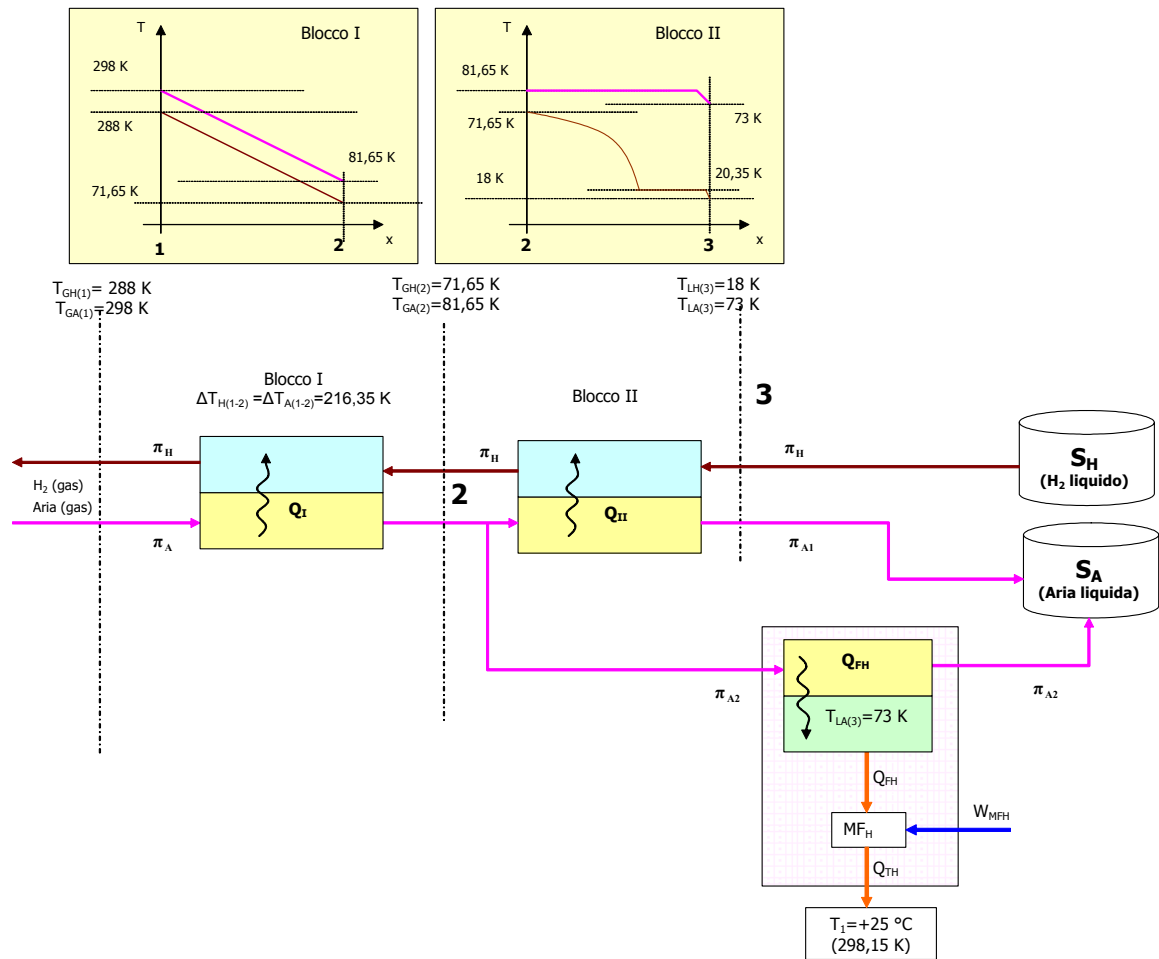


Figura A5: Modellizzazione funzionale del ramo "idrogeno" del componente SFR nei semicicli di deficit elettrico (stato D)

La relazione (A1.4.12a) lega fra loro:

- la portata π_H dell' H_2 (in mol/s) che si riscalda;
- la portata π_A controdirezionale dell'aria gassosa (in mol/s) che si raffredda.

Nella relazione A1.4.12:

1. Il parametro $g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GH}}$, rapporto fra i calori specifici molari a pressione costante dell'aria e dell' H_2 , al variare della temperatura assoluta presenta i valori seguenti⁹:

		300 K	250 K	200 K
$(c_p)_{GA}$	J/K·mol	29,115	29,057	29,057
$(c_p)_{GH}$	J/K·mol	28,841	28,325	27,295
$g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GH}}$		1,009	1,026	1,065

⁹ I calcoli che seguono assumono come valore di c_p nel segmento di temperatura il valore del parametro in un punto di temperatura media del segmento di temperatura. Nella maggior parte dei casi questa approssimazione dà risultati accettabili, dal momento che quasi tutte le relazioni algebriche che utilizzeremo contengono **rapporti** fra calori molari di individui chimici il cui calore specifico molare non varia in modo significativo nello specifico segmento di temperatura (il calore specifico molare a pressione costante presenta un andamento decrescente con la temperatura, con piccole variazioni legate non linearmente alla diminuzione della temperatura stessa).

Assumendo come valore centrale del sottosegmento I la temperatura $T_C=200$ K, il valore di g_1 è, pertanto:

$$g_1 = \frac{(c_p)_{GA}}{(c_p)_{GH}} = \frac{29,057 \text{ J/K} \cdot \text{mol}}{27,295 \text{ J/K} \cdot \text{mol}} = 1,065$$

2. Poiché $\Delta T_{A(1-2)} = \Delta T_{H(1-2)}$, per cui $f_1 = \frac{\Delta T_{A(1-2)}}{\Delta T_{H(1-2)}} = 1$, ne consegue che la relazione A1.4.12 può essere scritta nella forma:

$$\pi_H = g_1 \cdot \pi_A = 1,065 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.12b})$$

$$\pi_A = \frac{\pi_H}{g_1} = \frac{1}{1,065} = 0,939 \cdot \pi_H \quad (\text{A1.4.12c})$$

A1.4.2.1.1.2 Scambi di potenza termica nel blocco II

Nel blocco II:

1. il flusso di aria π_{A1} , frazione del flusso π_A prodotto dal blocco I allo stato gassoso alla temperatura $T_{GA(2)} = 81,65$ K, liquefa cedendo l'energia termica $(\Delta H_{ev})_A$ a temperatura costante ($T_{LA(2)} = T_{cond_A} = 81,65$ K) e si raffredda ulteriormente, allo stato liquido, fino a $T_{LA(3)} = 73$ K (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A);
2. il flusso controdirezionale di H_2 liquido, di portata π_H , assorbe l'energia termica $(\Delta H_{ev})_A$ per cui si raffredda da $T_{LH(3)} = 18$ K (temperatura di accumulo dell' H_2 liquido nel sottosistema S_H) a $T_{GH(2)} = 71,65$ K.

La differenza di temperatura fra i due fluidi controdirezionali in prossimità della superficie di scambio del blocco II varierà fra i due valori:

- $\Delta T_{(3)} = T_{LA(3)} - T_{LH(3)} = (73 - 18) \text{ K} = 55 \text{ K}$ (valore massimo, nel punto 3);
- $\Delta T_{(2)} = T_{GA(2)} - T_{GH(2)} = (81,65 - 71,65) \text{ K} = 10,00 \text{ K}$ (valore minimo, nel punto 2).

Ipotizziamo che sia possibile progettare la geometria del blocco II in modo che sia sufficiente regolare le portate massiche di aria π_{A1} e di H_2 π_H per ottenere che il profilo longitudinale degli scarti di temperatura nell'immediata prossimità delle superfici di scambio fra i due fluidi vari dal valore massimo a quello minimo vari in modo da assicurare lo scambio ottimale di calore dal flusso di aria al flusso controdirezionale di H_2 . In questo quadro di ipotesi, il recupero ottimale del freddo nel blocco II presuppone che i contributi di calore assorbiti dal flusso di idrogeno π_H nel blocco II coincidano con i contributi di calore ceduti dal flusso π_{A1} .

Facendo riferimento alla figura A5, nel blocco II:

1. Il flusso di H_2 di portata π_H , prelevato dal sottosistema S_H (alla temperatura $T_{LH(3)} = 18$ K), assorbe i seguenti contributi di calore:

- a. Contributo $q_{II,1}^H$.

E' relativo al riscaldamento dell' H_2 , allo stato liquido, dalla temperatura $T_{LH(3)} = 18 K$ alla temperatura di ebollizione a pressione di 1 atmosfera, $T_{eb_{H_2}} = 20,35 K$ ($\Delta T = 2,35 K$) ed è dato dalla relazione:

$$q_{II,1}^H = (c_p)_{LH} \cdot \Delta T_{H(2-3)} = (20,159 \cdot 2,35) J / mol_{H_2} = 47,37 J / mol_{H_2}$$

- b. Contributo $q_{II,2}^H$

E' relativo al cambiamento dello stato di aggregazione dell' H_2 , dallo stato liquido allo stato di vapore, alla temperatura costante $T_{eb_{H_2}} = 20,35 K$ ed è dato dalla relazione:

$$q_{II,2}^H = (\Delta H_{ev})_{H_2} = 0,904 kJ / mol_{H_2}$$

- c. Contributo $q_{II,3}^H$

E' relativo al riscaldamento dell' H_2 gassoso da $T_{eb_{H_2}} = 20,35 K$ a $T_{GH(2)} = 71,65 K$ ($\Delta T = 51,30 K$) ed è dato dalla relazione:

$$q_{II,3}^H = (c_p)_{GH} \cdot \Delta T_{H(2-3)} = (20,0 \cdot 51,30) J / mol_{H_2} = 1,026 kJ / mol_{H_2}$$

Nel segmento di temperatura II, l' H_2 è in grado di assorbire, complessivamente, il calore:

$$q_{II}^H = q_{II,1}^H + q_{II,2}^H + q_{II,3}^H = (0,047 + 0,904 + 1,026) kJ / mol_{H_2} = 1,977 kJ / mol_{H_2}.$$

2. L'aria gassosa, pre-raffreddata nel blocco I alla temperatura $T_{GA(2)} = 81,65 K$, se viene raffreddata nel blocco II fino a $T_{LA(3)} = 73 K$, cede i seguenti contributi di calore:

- a. Contributo $q_{II,1}^A$

E' relativo al cambiamento dello stato di aggregazione dell'aria, dallo stato di vapore allo stato liquido alla temperatura costante $T_{LA(2)} = T_{cond_A} = 81,65 K$ ed è dato dalla relazione:

$$q_{II,1}^A = (\Delta H_{ev})_A = 5,948 kJ / mol_A$$

- b. Contributo $q_{II,2}^A$

E' relativo al raffreddamento dell'aria, allo stato liquido, da $T_{cond_A} = 81,65 K$ a $T_{LA(3)} = 73 K$ ($\Delta T = 8,65 K$) ed è dato dalla relazione:

$$q_{II,2}^A = (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(2-3)} = (52,388 \cdot 8,65) J / mol_A = 453,16 J / mol_A$$

Nel segmento di temperatura II, l'aria è in grado di cedere, complessivamente, il calore:

$$q_{II}^A = q_{II,1}^A + q_{II,2}^A = (5,948 + 0,453) kJ / mol_A = 6,401 kJ / mol_A.$$

3. Le portate di aria, π_{A1} (portata massica di aria che attraversa il blocco II), e di idrogeno, π_H (portata massica di idrogeno che attraversa il Blocco II), che assicurano il massimo recupero del freddo prodotto dalla rigassificazione dell' H_2 nel blocco II si ottengono imponendo la condizione:

$$\pi_{A1} \cdot q_{II}^A = \pi_H \cdot q_{II}^H \quad (A1.4.13a)$$

Ne consegue che le portate di aria e idrogeno che attraversano il blocco II devono soddisfare il rapporto:

$$\frac{\pi_{A1}}{\pi_H} = \frac{q_{II}^H}{q_{II}^A} = \frac{1,977 \text{ kJ/mol}_{H_2}}{6,401 \text{ kJ/mol}_A} = 0,308 \frac{\text{mol}_A}{\text{mol}_{H_2}} \quad (\text{A1.4.13b})$$

O, anche:

$$\pi_{A1} = \frac{q_{II}^H}{q_{II}^A} \cdot \pi_H = 0,308 \cdot \pi_H \quad (\text{A1.4.13c})$$

Poiché, come mostra la figura A5:

$$\pi_{A2} = \pi_A - \pi_{A1} \quad (\text{A1.4.14a})$$

allora, tenendo conto della relazione (A1.4.12c):

$$\pi_{A2} = (0,939 - 0,308) \cdot \pi_H = 0,631 \cdot \pi_H \quad (\text{A1.4.14b})$$

A1.4.2.1.2 Sottosistema frigorifero MF_H

Come abbiamo visto nei paragrafi precedenti, un flusso di H₂ liquido a 18 K che rigassifica assorbe calore sufficiente per ottenere, in parallelo, i seguenti effetti:

1. Liquefazione, fino alla temperatura di 73 K, di un flusso controdirezionale di aria (prelevata dall'atmosfera) nelle seguenti proporzioni (relazione A1.4.13c):

$$\Pi_{AL} = \pi_{A1} = 0,308 \cdot \pi_H;$$

2. Raffreddamento, da 298,15 K a 81,65 K, di un flusso controdirezionale di aria gassosa (prelevata dall'atmosfera), senza cambiamenti di fase, nelle proporzioni (relazione A1.4.14b):

$$\pi_{A2} = 0,631 \cdot \pi_H$$

Poiché nel semiciclo di liquefazione dell'H₂ il fabbisogno di aria liquida, Φ_{AL} , è, come abbiamo visto nel paragrafo A1.4.1.2, $\Phi_{AL} = 0,475 \frac{\text{mol}_A}{\text{mol}_{H_2}}$, la chiusura del ciclo di liquefazione/rigassificazione dell'H₂ presenterebbe un deficit di aria liquida:

$$\Delta_{AL} = \Phi_{AL} - \Pi_{AL} = (0,475 - 0,308) \frac{\text{mol}_A}{\text{mol}_{H_2}} = 0,167 \frac{\text{mol}_A}{\text{mol}_{H_2}};$$

Per compensare il deficit Δ_{AL} sarebbe necessario un lavoro frigorifero, per ottenere la condensazione (a $T_{cond_A} = 81,65 \text{ K}$) di una corrispondente quota del flusso π_{A2} di aria gassosa controdirezionale uscente dal blocco I (già pre-raffreddata a $T_{GA(2)} = 81,65 \text{ K}$), ed il suo raffreddamento, allo stato liquido, fino a $T_{LA(3)} = 73 \text{ K}$.

Tale lavoro frigorifero è calcolabile con buona approssimazione utilizzando il coefficiente di prestazione di una macchina frigorifera reale che operi fra le temperature $T_1=298,15 \text{ K}$ e $T_2=73 \text{ K}$ (COP=0,182, vedi tabella A2):

$$W_{MF_H} = \frac{\left[(\Delta H_{cond})_A + (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(2-3)} \right] \frac{J}{\text{mol}_A} \cdot 0,167 \frac{\text{mol}_A}{\text{mol}_{H_2}}}{COP}$$

$$w_{MF_H} = \frac{[5.948 + (52,388 \cdot 8,65)] \cdot 0,167}{COP} \frac{J}{mol_{H_2}} = \frac{1.068,96}{0,182} \frac{J}{mol_{H_2}} = 5,87 \frac{kJ}{mol_{H_2}}$$

Dunque, con il componente funzionale SRF, nel ramo idrogeno la ricostituzione del fabbisogno di aria liquida assorbito nel semiciclo di esubero elettrico richiederebbe un lavoro frigorifero

$$w_{MF_H} = 5,87 \frac{kJ}{mol_{H_2}} .$$

A1.4.2.2 Ramo "ossigeno"

Tenendo conto delle caratteristiche chimico-fisiche dei fluidi in gioco, suddividiamo il ramo "ossigeno" di figura A4 in tre segmenti funzionali, così delimitati:

1. **Segmento I.** E' compreso fra le interfacce "1" e "2" di figura A6. E' rappresentabile funzionalmente con due blocchi indipendenti in parallelo:
 - a. Uno scambiatore di calore (blocco I di figura A6) nei quali un flusso di O₂ gassoso, di portata π_O , proveniente dal blocco II alla temperatura $T_{GO(2)} = 90,19 K$ (temperatura di ebollizione dell'O₂ a pressione di 1 atm), assorbe calore riscaldandosi fino alla temperatura $T_{GO(1)} = T_{GA(1)} - \Delta T_s = (298,15 - 10) K = 288,15 K$ (temperatura di immissione dell'O₂ nel sottosistema di combustione di figura A4). Il calore assorbito dal flusso π_O è fornito dal flusso controdirezionale di aria gassosa, di portata π_{A1} , che viene prelevata dall'atmosfera ($T_{GA(1)} = 298,15 K$) e viene raffreddata fino alla temperatura di condensazione $T_{GA(2)} = T_{cond_A}$, che deve essere superiore (per almeno $\Delta T_s = 10 K$) alla temperatura $T_{GO(2)} = 90,19 K$ (temperatura di ebollizione dell'O₂ a pressione di 1 atm), cioè:

$$T_{GA(2)} = T_{cond_A} = T_{GO(2)} + \Delta T_s = (90,19 + 10) K = 100,19 K$$

Per ottenere che il flusso di aria liquefi alla temperatura $T_{GA(2)} = 100,19 K$, è necessario che il flusso π_{A1} sia sottoposto a una pressione esterna di circa 3 atmosfere, per ottenere la quale è richiesto un lavoro di compressione $w_c \leq 1 kJ/mol_A$.

- b. Una macchina frigorifera (MF_{A1} di figura A6), che raffredda un flusso di aria gassosa, di portata π_{A2} , prelevata dall'atmosfera ($T_{GA(1)} = 298,15 K$), fino alla temperatura $T_{GA(2)} = 100,19 K$.
2. **Segmento II.** E' compreso fra le interfacce "2" e "3" di figura A6. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco II di figura A6) nel quale un flusso di O₂ liquido, di portata π_O , viene rigassificato a temperatura costante ($T_{GO(2)} = T_{LO(3)} = T_{eb_{O_2}} = 90,19 K$ a pressione di 1 atm), assorbendo calore in controcorrente da un flusso di aria, di portata $\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2}$, proveniente dal segmento I. Per effetto dello scambio di calore, il flusso di aria π_A liquefa a temperatura costante ($T_{GA(2)} = T_{LA(3)} = T_{eb_A} = 100,19 K$ alla pressione di circa 3 atmosfere.

3. **Segmento III.** E' compreso fra le interfacce "3" e "4" di figura A6. E' rappresentabile funzionalmente come uno scambiatore di calore (blocco III di figura A6), nel quale un flusso di O_2 , di portata π_O viene riscaldata da $T_{LO(3)} = T_{eb_{O_2}} = 90,19,65 K$ a $T_{LO(4)} = T_{S_0} = 84 K$ (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_0), assorbendo calore da un flusso di aria liquida, di portata π_{A1} , che si raffredda in controcorrente da $T_{LA(3)} = 100,19 K$ (temperatura di uscita del flusso π_O dal blocco II) alla temperatura $T_{LA(4)}$.

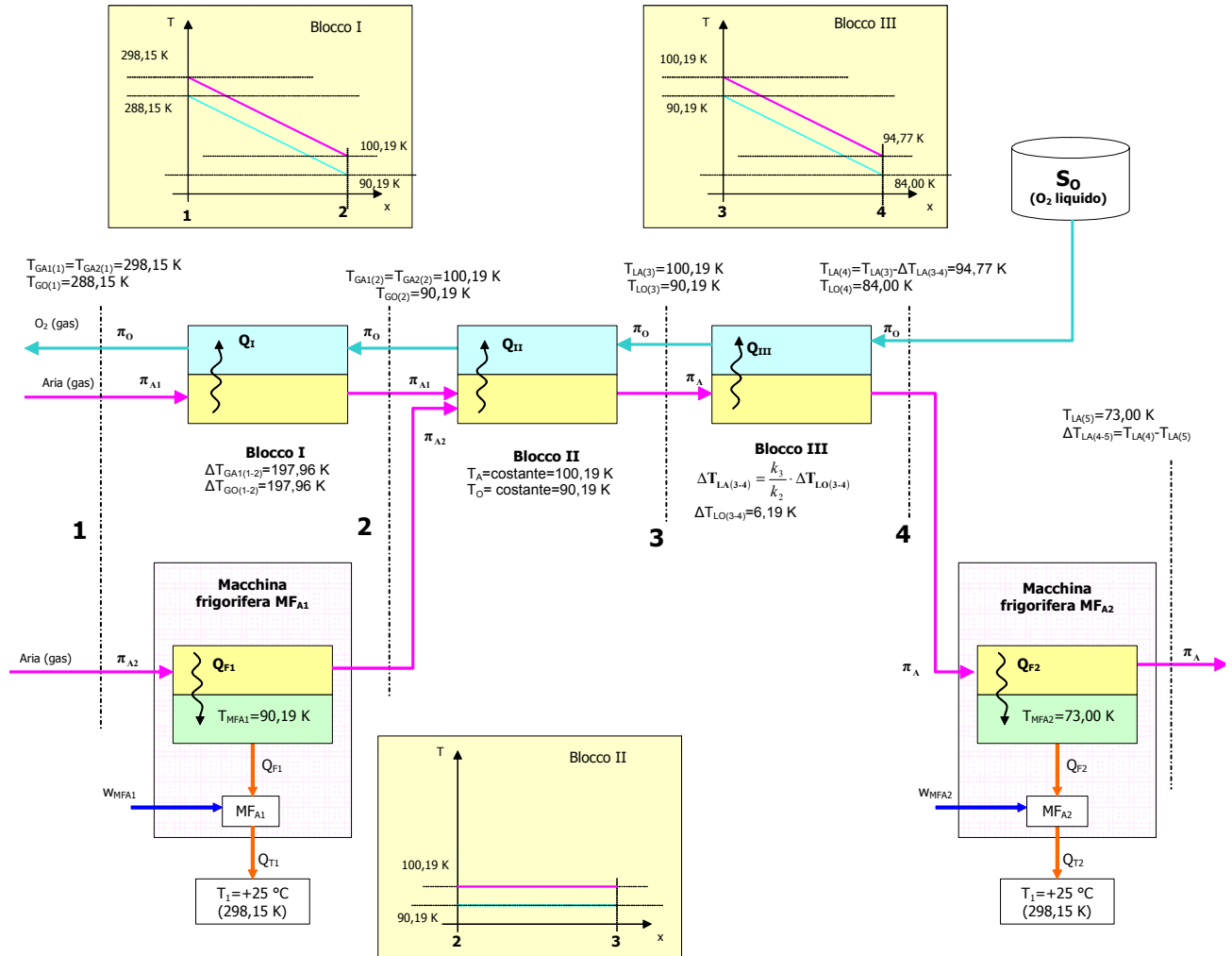


Figura A6: Modellizzazione funzionale del ramo "ossigeno" del componente funzionale SRF di figura A4, nei semicicli di deficit elettrico (stato D)

A1.4.2.2.1 Scambi di potenza termica nei diversi segmenti funzionali

Tenendo conto delle caratteristiche fisico-chimiche dei due fluidi controdirezionali in gioco, per ciascuno dei tre segmenti funzionali sopra definiti si possono scrivere equazioni di ottimizzazione degli scambi termici. Precisamente:

1. Nel **segmento I** i due fluidi sono entrambi allo stato gassoso. Se ipotizziamo che il blocco scambiatore I sia progettato in modo che il profilo longitudinale delle temperature sia lineare e che la potenza termica scambiata sia pressoché costante in tutti i punti della superficie di separazione fra i due fluidi, lo scambio di potenza termica fra il flusso di aria e il corrispondente flusso controdirezionale di O_2 sarà governato dalle seguenti relazioni:

$$\pi_{A1} \cdot (c_p)_{GA} \cdot \Delta T_{A1(1-2)} = \pi_O \cdot (c_p)_{GO} \cdot \Delta T_{O(1-2)} \quad (A1.4.15a)$$

Ponendo $k_1 = \frac{(c_p)_{GO}}{(c_p)_{GA}}$ e $h_1 = \frac{\Delta T_{O(1-2)}}{\Delta T_{A(1-2)}}$, la relazione (A1.4.15a) si può scrivere nella forma:

$$\pi_{A1} = k_1 h_1 \pi_O \quad (\text{A1.4.15b})$$

2. Nel **segmento II** i due fluidi subiscono entrambi un cambiamento di fase. Se ipotizziamo che il blocco scambiatore II sia progettato in modo che il profilo longitudinale delle temperature sia lineare e che la potenza termica scambiata sia pressoché costante in tutti i punti della superficie di separazione fra i due fluidi, lo scambio di potenza termico fra il flusso di aria $\pi_A = \pi_{A1} + \pi_{A2}$ e quello di O₂ π_O sarà governato da una relazione della forma seguente:

$$\pi_A \cdot (\Delta H_{ev})_A = \pi_O \cdot (\Delta H_{ev})_O \quad (\text{A1.4.16a})$$

Ponendo $k_2 = \frac{(\Delta H_{ev})_O}{(\Delta H_{ev})_A}$, la relazione (A1.4.16a) si può scrivere nella forma:

$$\pi_A = k_2 \cdot \pi_O \quad (\text{A1.4.16b})$$

3. Nel **segmento III** i due fluidi sono entrambi allo stato liquido. Se ipotizziamo che il blocco scambiatore III sia progettato in modo che il profilo longitudinale delle temperature sia lineare e che la potenza termica scambiata sia pressoché costante in tutti i punti della superficie di separazione fra i due fluidi, lo scambio di potenza termico fra il flusso di aria π_{LA} e quello di O₂ π_{LO} sarà governato da una relazione della forma seguente:

$$\pi_A \cdot (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(3-4)} = \pi_O \cdot (c_p)_{LO} \cdot \Delta T_{O(3-4)} = \quad (\text{A1.4.17a})$$

Ponendo $k_3 = \frac{(c_p)_{LO}}{(c_p)_{LA}}$ e $h_3 = \frac{\Delta T_{O(3-4)}}{\Delta T_{A(3-4)}}$, la relazione (A1.4.17a) si può scrivere nella forma:

$$\pi_A = k_3 h_3 \pi_O \quad (\text{A1.4.17b})$$

A1.4.2.2.2 Relazioni numeriche

Tenendo conto dei vincoli posti dalle relazioni (A1.4.15), (A1.4.16) e (A1.4.17), e dei valori che le grandezze k_1 , k_2 e k_3 assumono per i due fluidi (vedi tabella A5), il ramo "ossigeno" di fig. A4 sarà caratterizzato dalle seguenti relazioni numeriche che legano le portate dei due fluidi in gioco nella modellizzazione funzionale di figura A6.

Parametro	Unità	Valore					
		300 K	250 K	200 K	100 K	90 K	80 K
$(c_p)_{GA}$	J/K·mol	29,115	29,057	29,057			
$(c_p)_{LA}$	J/K·mol				57,3	54,45	52,39
$(c_p)_{GO}$	J/K·mol	29,375	29,215	28,991			
$(c_p)_{LO}$	J/K·mol					54,72	
$(\Delta H_{ev})_A$	kJ/mol				5,948		
$(\Delta H_{ev})_O$	kJ/mol					6,820	
$k_1 = (c_p)_{GO} / (c_p)_{GA}$		1,009	1,005	0,998			
$k_2 = (\Delta H_{ev})_O / (\Delta H_{ev})_A$					1,147		
$k_3 = (c_p)_{LO} / (c_p)_{LA}$						1,005	

	O ₂	Aria
$T_{(1)}$	288,15	298,15
$T_{(2)}$	90,19	100,19
$T_{(3)}$	90,19	100,19
$T_{(4)}$	84,00	73,00
$\Delta T_{A(1-2)}$		197,96
$\Delta T_{O(1-2)}$	197,96	
$\Delta T_{A(3-4)}$	6,19	

Tabella A5: Parametri caratteristici dei fluidi in gioco nel ramo ossigeno del componente SFR nei semicicli di deficit elettrico (Stato D)

1. **Nel segmento II:**

$$\pi_A = k_2 \pi_O = 1,147 \cdot \pi_O \quad (\text{A1.4.16c})$$

Il segmento II vincola linearmente la portata π_A alla portata π_O , tramite il valore k_2 (rapporto fra le entalpie di evaporazione dei due fluidi in gioco).

2. **Nel segmento III:**

$\pi_A = k_3 h_3 \pi_O$, da cui, ricordando la (A1.4.16c):

$$h_3 = \frac{\Delta T_{O(3-4)}}{\Delta T_{A(3-4)}} = \frac{k_2}{k_3} = \frac{1,147}{1,005} = 1,141 \quad (\text{A1.4.18})$$

Dalla (A1.4.18) ricaviamo:

$$\Delta T_{A(3-4)} = \frac{\Delta T_{O(3-4)}}{h_3} = \frac{k_3}{k_2} \cdot \Delta T_{O(3-4)} = \frac{6,19}{1,141} K = 5,42 K$$

$$T_{A(4)} = T_{A(3)} - \Delta T_{A(3-4)} = T_{A(3)} - \left[\frac{k_3}{k_2} \cdot \Delta T_{O(3-4)} \right] = (100,19 - 5,42) K = 94,77 K$$

Le caratteristiche dei fluidi nei segmenti di temperatura II e III pongono un vincolo alla temperatura minima che l'aria liquida del flusso π_A può raggiungere nel segmento III ($T_{A(4)} = 94,77 K$).

Per ridurre la temperatura dell'aria liquida da $T_{A(4)} = 94,77 K$ a $T_{A(5)} = T_{S_A} = 73 K$

(temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A), è necessario sottrarre all'aria liquida, con una macchina frigorifera MF_{A2} , il seguente contributo di calore:

$$q_{F2} = (c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(4-5)} = (52,75 \cdot 21,77) J / mol_A = 1,148 \frac{kJ}{mol_A}$$

$$q_{F2} = 1,148 \frac{kJ}{mol_A} = \frac{1,148 kJ}{k_2 mol_{O_2}} = \frac{1,148}{1,147} \frac{kJ}{mol_{O_2}} = 1,00 \frac{kJ}{mol_{O_2}}$$

Il consumo energetico specifico della macchina frigorifera MF_{A2} è ricavabile, con buona approssimazione, utilizzando il coefficiente di prestazione di una macchina reale (vedi tabella A3) che operi fra la temperatura $T_{A(5)} = T_{S_A} = 73 K$ e la temperatura ambiente ($T_1 = 298,15 K$).

Allora:

$$w_{MF_{A2}} = \frac{q_{F2}}{COP} = \frac{(c_p)_{LA} \cdot \Delta T_{A(4-5)}}{COP} = \frac{(52,75 \cdot 21,77)}{0,182} J / mol_A = 6,31 kJ / mol_A$$

$$w_{MF_{A2}} = 6,31 \frac{kJ}{mol_A} = \frac{6,32 kJ}{k_2 mol_{O_2}} = \frac{6,31}{1,147} \frac{kJ}{mol_{O_2}} = 5,50 \frac{kJ}{mol_{O_2}}$$

3. Nel segmento I:

$$\pi_{A1} = k_1 h_1 \pi_O \quad (\text{A1.4.15b})$$

$$\pi_{A2} = \pi_A - \pi_{A1} \quad (\text{A1.4.19})$$

Dalla (A1.4.15b), ricordando che $h_1 = \frac{\Delta T_{O(1-2)}}{\Delta T_{A(1-2)}} = \frac{197,96}{197,96} = 1$ e tenendo conto della (A1.4.16c),

ricaviamo:

$$\pi_{A1} = k_1 \pi_O = \frac{k_1}{k_2} \cdot \pi_A = \frac{0,998}{1,147} \cdot \pi_A = 0,870 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.20a})$$

$$\pi_{A1} = k_1 \pi_O = 0,998 \cdot \pi_O \quad (\text{A1.4.20b})$$

Dalla (A1.4.19), ricaviamo:

$$\pi_{A2} = \pi_A - \pi_{A1} = \left(1 - \frac{k_1}{k_2}\right) \cdot \pi_A = (1 - 0,870) \cdot \pi_A = 0,130 \cdot \pi_A \quad (\text{A1.4.21a})$$

$$\pi_{A2} = \pi_A - \pi_{A1} = (k_2 - k_1) \cdot \pi_O = (1,147 - 0,998) \cdot \pi_O = 0,149 \cdot \pi_O \quad (\text{A1.4.21b})$$

Il segmento I vincola la ripartizione della portata π_A in due portate frazionarie π_{A1} e π_{A2} , il cui valore è determinato dalle caratteristiche fisiche (k_1 e k_2) dei fluidi nei segmenti I e II.

I calcoli effettuati permettono di concludere quanto segue:

1. Il flusso di aria atmosferica $\pi_{A1} = k_1 \pi_O = 0,998 \cdot \pi_O$ viene compresso a 3 atmosfere (con un consumo energetico trascurabile), liquefatto e raffreddato fino alla temperatura $T_{A(4)} = 94,77 \text{ K}$ mediante scambio di calore con il flusso di O_2 π_O che rigassifica (da $T_{LO(4)} = T_{So} = 84 \text{ K}$ a $T_{GO(1)} = 288,15 \text{ K}$). Il rapporto che lega la portata π_{A1} alla portata π_O è:

$$\frac{\pi_{A1}}{\pi_O} = k_1 = 0,988 \text{ mol}_{A'} / \text{mol}_{\text{O}_2}$$

2. Il flusso di aria atmosferica $\pi_{A2} = (k_2 - k_1) \cdot \pi_O = 0,149 \cdot \pi_O$ deve essere prodotto con una macchina frigorifera MF_{A1} , che opera fra la temperatura $T_{GA(2)} = 100,19 \text{ K}$ e la temperatura ambiente ($T_1 = 298,15 \text{ K}$). Il rapporto che lega la portata π_{A2} alla portata π_O è:

$$\frac{\pi_{A2}}{\pi_O} = k_2 - k_1 = 0,149 \text{ mol}_A / \text{mol}_{\text{O}_2}$$

Il consumo energetico specifico della macchina frigorifera MF_{A1} è ricavabile, con buona approssimazione, utilizzando il coefficiente di prestazione di una macchina reale che operi fra le stesse temperature (vedi tabella A2), secondo la relazione:

$$w_{\text{MF}_{O1}} = \frac{q_{F1}}{\text{COP}} = \frac{(c_p)_{GA} \cdot \Delta T_{A(1-2)}}{\text{COP}} = \frac{(29,057 \cdot 197,96)}{0,2} \text{ J} / \text{mol}_A = 28,76 \text{ kJ} / \text{mol}_A$$

Poiché per ogni mole di O_2 convogliata dal flusso π_O il flusso π_{A2} convoglia

$k_2 - k_1 = 0,149 \text{ mol}_A$ da raffreddare, il consumo energetico specifico della macchina frigorifera MF_{A1} per mole di O_2 è:

$$w_{MF_{O_1}} = 0,149 \cdot 28,76 \text{ kJ} / \text{mol}_{O_2} = 4,3 \text{ kJ} / \text{mol}_{O_2}$$

Come abbiamo visto in precedenza, nel semiciclo di esubero elettrico il ramo "ossigeno" è in grado di liquefare l'O₂ utilizzando aria liquida, prelevata dal sottosistema S_A, nella proporzione seguente:

$$\rho_{Stato E} = \frac{\pi_A}{\pi_O} = k_2 = 1,147 \text{ mol}_A / \text{mol}_{O_2}$$

Per reintegrare il fabbisogno di aria liquida assorbito nei semicicli di esubero elettrico, nei semicicli di deficit elettrico il ramo "ossigeno" del componente funzionale SRF deve produrre aria liquida nella stessa proporzione.

A tale scopo, nei semicicli di deficit elettrico, data una portata π_O , il componente funzionale SRF deve generare un flusso di aria liquida $\pi_A = k_2 \pi_O = 1,147 \cdot \pi_O$. In base alle considerazioni svolte sopra, l'obiettivo si può ottenere con il seguente consumo energetico:

1. Il flusso $\pi_{A2} = 0,149 \cdot \pi_O$, affluente del flusso π_A , deve essere raffreddato con la macchina frigorifera MF_{A1} da $T_1 = 298,15 \text{ K}$ a $T_{GA(2)} = 100,19 \text{ K}$. Come abbiamo visto, questo comporta il consumo energetico:

$$w_{MF_{A1}} = 4,3 \text{ kJ} / \text{mol}_{O_2}$$

2. Il flusso π_A deve essere raffreddato, con la macchina frigorifera MF_{A2}, da $T_{A(4)} = 94,77 \text{ K}$ a $T_{A(5)} = T_{S_A} = 73 \text{ K}$ (temperatura di accumulo dell'aria liquida nel sottosistema S_A). Per ottenere questo raffreddamento è richiesto, come abbiamo visto, un consumo energetico:

$$w_{MF_{A2}} = 5,50 \frac{\text{kJ}}{\text{mol}_{O_2}}$$

A1.4.2.3 Bilancio energetico del componente funzionale SRF nei semicicli di deficit elettrico (Stato D)

Il risultato dell'analisi svolta nei paragrafi precedenti è riassunto nella tabella A6.

	Unità	Semiciclo di deficit		Totale
		H ₂	O ₂	
Produzione di aria liquida a 73 K, per rigassificazione di H ₂ a 18 K (per mole di H ₂ O che verrà prodotta nella combustione)	mol _{LA} /mol _{H2O}	0,475		
Consumo di energia da parte della macchina frigorifera MF _H (per mole di H ₂ O che verrà prodotta nella combustione)	kJ/mol _{H2O}	5,87		
Produzione di aria liquida a 73 K, per rigassificazione di O ₂ a 84 K (per mole di H ₂ O che verrà prodotta nella combustione)	mol _{LA} /mol _{H2O}		0,573	
Consumo di energia delle macchine frigorifere MF _{A1} e MF _{A2} (per mole di H ₂ O che verrà prodotta nella combustione)	kJ/mol _{H2O}		4,90	
Lavoro di compressione dell'aria durante la rigassificazione dell'O ₂ (per mole di H ₂ O che verrà prodotta nella combustione)	kJ/mol _{H2O}		0,61	
Consumo energetico totale per ricostituire l'aria liquida necessaria per il semiciclo di liquefazione (per mole di H ₂ O che verrà prodotta nella combustione)	kJ/mol _{H2O}	5,87	5,51	11,38

Tabella A6: *Bilancio energetico del componente funzionale SRF nei semicicli di esubero elettrico.*

Possiamo concludere che:

per ricostituire il fabbisogno di aria liquida necessario per la liquefazione di 1 mole di H₂ e 0,5 moli di O₂ (nei semicicli di esubero elettrico), nei semicicli di deficit elettrico il componente funzionale SRF deve rigassificare 1 mole di H₂ a 18 K e 0,5 moli di O₂ a 84 K e spendere un lavoro totale pari ad almeno 11,38 kJ.

A1.4.3 Bilancio energetico del componente funzionale SRF in un ciclo completo di liquefazione/rigassificazione

Nel modello H₂ il consumo energetico associato ad un ciclo completo di liquefazione/ rigassificazione dei gas (H₂ e O₂) ricavati dall'elettrolisi dell'H₂O è dato dai contributi indicati in tabella A7.

		Unità	Ciclo completo		Totale
			H ₂	O ₂	
Consumo energetico della macchina frigorifera MF _{H1} (Stato E, per mole di H ₂ O che viene elettrolizzata)	A ₁	kJ/mol _{H2O}	37,54		
Consumo energetico della macchina frigorifera MF _H (Stato D, per mole di H ₂ O che entra nella reazione di combustione)	B ₁	kJ/mol _{H2O}	5,87		
Consumo energetico delle macchine frigorifere MF _{A1} e MF _{A2} (Stato D, per mole di H ₂ O che entra nella reazione di combustione)	A ₂	kJ/mol _{H2O}		4,90	
Lavoro di compressione dell'aria durante la rigassificazione dell'O ₂ (Stato D, per mole di H ₂ O che entra nella reazione di combustione)	B ₂	kJ/mol _{H2O}		0,61	
Consumo energetico associato a un ciclo completo (con SRF)	C _x =A _x +B _x	kJ/mol _{H2O}	43,41	5,51	48,92
Incidenza percentuale del consumo con SRF sull'LHV dell'H ₂ che alimenta le catene energetiche	D _x =C _x /LHV _{H2}		17,95%	2,28%	20,23%
Consumo energetico associato a un ciclo completo (senza SRF)	E _x	kJ/mol _{H2O}	80,64	28,02	108,66
Incidenza percentuale del consumo senza SRF sull'LHV dell'H ₂ che alimenta le catene energetiche	F _x =E _x /LHV _{H2}		33,35%	11,59%	44,93%
Risparmio energetico associato al sistema SRF	G _x =E _x -C _x	kJ/mol _{H2O}	37,23	22,51	59,74
Incidenza percentuale del risparmio sul consumo in assenza del sistema SRF	H _x =G _x /E _x		46,17%	80,34%	54,98%

Tabella A7: Bilancio energetico del componente funzionale SRF in un ciclo completo di liquefazione/rigassificazione dei fluidi H₂ e O₂

Possiamo concludere che:

Nel modello H₂ il consumo energetico associato a un ciclo completo di liquefazione/rigassificazione dei fluidi H₂ e O₂ (output dell'elettrolisi e input della combustione) con il componente funzionale SRF è pari a:

- **43,41 kJ/mol_{H2O} per il ciclo dell'H₂ (17,95% dell'LHV dell'H₂ prodotto dall'elettrolisi);**
- **5,51 kJ/mol_{H2O} per il ciclo dell'O₂ (2,28% dell'LHV dell'H₂ prodotto dall'elettrolisi).**

Inoltre:

1. Poiché, in assenza del componente funzionale SRF, il consumo energetico associato al ciclo dell' H_2 sarebbe pari a $80,64 \text{ kJ/mol}_{H_2O}$, il componente funzionale SRF permette un risparmio energetico pari a $37,23 \text{ kJ/mol}_{H_2O}$, corrispondente al 46,2% del consumo energetico in assenza del componente funzionale SRF;
2. Poiché, in assenza del componente funzionale SRF, il consumo energetico associato al ciclo dell' O_2 sarebbe pari a $28,02 \text{ kJ/mol}_{H_2O}$, il componente funzionale SRF permette un risparmio energetico pari a $22,5 \text{ kJ/mol}_{H_2O}$, corrispondente all'80,3% del consumo energetico in assenza del componente funzionale SRF;
3. Ai fini del risparmio energetico, il componente funzionale SRF è notevolmente più efficiente nel ciclo dell' O_2 che in quello dell' H_2 ;
4. Poiché, in assenza del componente funzionale SRF, il consumo energetico associato ai due cicli dell' H_2 e dell' O_2 sarebbe pari a $108,66 \text{ kJ/mol}_{H_2O}$, il componente funzionale SRF permette un risparmio energetico pari a $59,74 \text{ kJ/mol}_{H_2O}$, corrispondente al 55,0% del consumo energetico in assenza del componente funzionale SRF.

A2 Liquefazione/rigassificazione di O₂ e CO₂ nel modello CH₃OH

Come illustrato nel capitolo 8, la dinamica del modello CH₃OH è caratterizzata da una alternanza di passaggi di stato dei fluidi O₂ e CO₂. Più precisamente:

1. nei semicicli di esubero elettrico l'O₂ viene liquefatto e la CO₂ viene rigassificata;
2. nei semicicli di deficit elettrico l'O₂ viene rigassificato e la CO₂ viene liquefatta.

Nel modello CH₃OH i cicli di liquefazione/rigassificazione di O₂ e CO₂ presentano alcuni caratteri peculiari:

1. Le portate dei due fluidi O₂ e CO₂ sono legate fra loro da vincoli esterni al componente funzionale SRF, imposti da due diversi processi che costituiscono i nuclei attorno ai quali si articola il ciclo che è alla base del modello CH₃OH:
 - a. L'elettrolisi dell'H₂O+sintesi del CH₃OH (nei semicicli di esubero elettrico);
 - b. La combustione del CH₃OH (nei semicicli di deficit elettrico).
2. La dinamica del modello CH₃OH comporta che in ogni specifico semiciclo i due fluidi subiscano un processo opposto di cambiamento dello stato di aggregazione (quando l'O₂ viene liquefatto la CO₂ viene rigassificata e viceversa).
3. Poiché le caratteristiche fisico-chimiche della CO₂ sono radicalmente diverse da quelle dell'aria atmosferica che potrebbe fungere da fluido per il recupero del freddo, la realizzazione di un ciclo di liquefazione/rigassificazione della CO₂ con recupero del freddo (SRF) non è praticabile nella stessa forma possibile per l'O₂.

In tabella A8 sono riportati i dati caratteristici che definiscono il quadro fisico-chimico delle grandezze associate ai cambiamenti degli stati di aggregazione di O₂, CO₂, aria e CH₃OH.

	Unità	CO ₂	CH ₃ OH	O ₂	Aria
Massa molare	g	44,010	32,040	31,999	28,970
T _c (Temperatura critica)	°C	31,0	240,0	-118,4	-140,6
	K	304,15	513,15	154,75	132,52
P _c (pressione critica)	atm	72,9	78,5	50,1	38,4
T _{eb} (Temperatura di ebollizione) a 1 atm.	°C	NA	-195,8	-182,96	-194,5
	K	NA	77,35	90,19	78,65
T _{fus} (Temperatura di fusione) a 1 atm.	°C	-78,5	-97,0	-218,8	-216,2
	K	194,65	176,15	54,35	56,95
C _p (allo stato gassoso, a 25 °C e 1 atm)	J/K*mol	37,130	81,630	29,375	29,115
	kJ/K*kg	0,844	2,548	0,918	1,005
ΔH _{ev} (a 30 atm e 0 °C)	kJ/mol	10,144	5,660	6,820	5,948
	kJ/kg	230,493	176,65	213,13	205,32
ΔH _{subl} (a 1 atm)	kJ/mol	25,5			
	kJ/kg	579,41			
Consumo energetico max. per la liquefazione	kJ/mol	27,00		56,03	69,53
	MJ/kg	0,61		1,75	2,40
	kWh/kg	0,170		0,486	0,667
Consumo energetico max. per la solidificazione a 1 atm	kJ/mol	64,00			
	MJ/kg	1,45			
	kWh/kg	0,40			

Tabella A8: *Dati caratteristici associati ai cambiamenti dello stato di aggregazione di CO₂, CH₃OH, O₂, aria.*

Come mostrano questi dati:

1. L'accumulo dell'O₂ a pressione atmosferica nel sottosistema S₀ richiede che la sua temperatura sia mantenuta fra quella di ebollizione (-182,96 °C, 90,19 K) e quella di fusione (-218,8 °C, 54,35 K);
2. L'accumulo della CO₂ nel sottosistema S_C a pressione atmosferica non è possibile allo stato liquido. Fra il punto triplo (-56,6 °C, 5,11 atmosfere) ed il punto critico (31 °C, 72,9 atmosfere), infatti, la CO₂ non può essere liquefatta a pressione atmosferica, perché la tensione di vapore in questa gamma di temperatura è ovunque superiore alla pressione atmosferica.

La tabella A9 mostra i valori che la tensione di vapore della CO₂ presenta fra il punto triplo e il punto critico.

3. L'accumulo della CO₂ è teoricamente praticabile:
 - a. Allo stato liquido a pressione superiore alla tensione di vapore : per esempio, a temperatura di -10 °C (263,15 K) la pressione deve essere superiore a 26,2 atm; a -50 °C (223,15 K) la pressione deve essere superiore a 6,71 atm.
Soluzioni di questo tipo implicano l'uso di serbatoi pressurizzati e coibentati e una macchina frigorifera per il raffreddamento della CO₂ gassosa fino alla temperatura di liquefazione.
 - b. Allo stato solido¹⁰, per esempio a temperatura inferiore a -78,5 °C (194,65 K) e pressione superiore a 1 atmosfera. Una soluzione di questo tipo richiede sottosistemi di accumulo coibentati, a pressione dell'ordine della pressione atmosferica, e una macchina frigorifera per il raffreddamento della CO₂ gassosa fino alla temperatura di solidificazione.

t	T	Tensione di vapore
°C	K	atm
-56,6	216,4	5,11
-55	218	5,47
-50	223	6,71
-45	228	8,17
-40	233	9,86

t	T	Tensione di vapore
°C	K	atm
-35	238	11,80
-30	243	14,02
-25	248	16,55
-20	253	19,40
-15	258	22,61

t	T	Tensione di vapore
°C	K	atm
-10	263	26,19
-5	268	30,18
0	273	34,59
5	278	39,45
10	283	44,78

t	T	Tensione di vapore
°C	K	atm
15	288	50,62
20	293	56,97
25	298	63,87
31	304	72,90

Tabella A9: Tensione di vapore della CO₂ fra punto triplo e punto critico

A2.1 Cicli di liquefazione/rigassificazione dell'O₂ nel modello CH₃OH

Nel modello CH₃OH il ciclo di liquefazione/rigassificazione dell'O₂ non differisce dall'omologo ciclo descritto per il modello H₂. Le considerazioni svolte in precedenza sul ciclo dell'O₂ nel modello H₂ valgono senza restrizioni anche per il modello CH₃OH.

Come illustrato nei paragrafi precedenti:

1. La liquefazione dell'O₂ con impianti industriali richiede un consumo energetico $W_{L_{O_2}}=56,04$ kJ/mol_{O₂} (28,02 kJ/mol_{H₂}, pari a circa l'11,6 % dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche);
2. L'adozione di un componente funzionale SRF permette di ridurre il consumo a 11,02 kJ/mol_{O₂}, (5,51 kJ/mol_{H₂}, pari a circa il 2,3% dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche).

¹⁰ A differenza dell'H₂O, il volume di una massa di CO₂ aumenta quando essa passa dallo stato solido (ghiaccio secco) allo stato liquido.

A2.2 Accumulo della CO₂ nel modello CH₃OH

In conseguenza delle sue caratteristiche fisico-chimiche (vedi tabelle A8 e A9), la CO₂ può essere accumulata in un sottosistema di ingombro accettabile soltanto previa trasformazione del suo stato di aggregazione (dallo stato gassoso e temperatura ambiente allo stato liquido/solido a temperatura/pressione adeguate). Ciascuna delle opzioni praticabili implica uno specifico consumo energetico, una specifica architettura impiantistica, ecc.

A2.2.1 Liquefazione della CO₂

Come mostra la tabella A9, il punto critico della CO₂ è alla temperatura di +31,0 °C e pressione di 72,9 atmosfere e il punto triplo è alla temperatura di -56,6 °C e pressione di 5,11 atmosfere. Fra -56,6 °C e +31 °C la liquefazione della CO₂ è realizzabile se la pressione esterna supera la tensione di vapore della CO₂ a quella temperatura. Allo stato liquido, la CO₂ ha densità di circa 1,1 kg/litro.

Le tecnologie per la liquefazione della CO₂ e il suo accumulo in serbatoi coibentati e pressurizzati sono diffusamente impiegate nei moderni impianti di grande taglia. Un forte incentivo alla ricerca per ottimizzare gli impianti per la liquefazione della CO₂ è venuto negli ultimi anni per effetto della speranza (illusione?) di risolvere il problema delle emissioni di CO₂ di origine antropica per mezzo della cattura e sequestro della CO₂ (sul fondo degli oceani o nelle profondità della crosta terrestre).

Con tecnologie convenzionali, il consumo energetico per liquefare la CO₂ a temperatura ambiente non è superiore a 0,17 kWh/kg CO₂, corrispondenti a circa 27 kJ/mol_{CO2} (9,0 kJ/mol_{H2}). Al crescere della taglia degli impianti, il consumo tende a diminuire.

A2.2.2 Solidificazione della CO₂

Poiché il CH₃OH è incongelabile fino a -97 °C (176,15 K), ed è immiscibile con la CO₂, è possibile ipotizzare l'accumulo di CO₂ allo stato solido, sotto forma di neve carbonica, in un bagno di CH₃OH liquido, mantenuto in opportune condizioni di temperatura e pressione (alla pressione di 1 atmosfera la temperatura deve essere inferiore alla temperatura di -78,5 °C, cioè 194,65 K). La CO₂ allo stato solido ha densità di 1,5 kg/litro, mentre il CH₃OH ha densità di circa 0,8 kg/litro. Ne consegue che in un serbatoio ermetico contenente CH₃OH a temperatura inferiore a 194,65 K e pressione di 1 atmosfera la CO₂ gassosa solidifica come neve carbonica e si deposita, come ghiaccio secco, sul fondo del serbatoio, mentre il CH₃OH rimane liquido e galleggia al di sopra della CO₂ solida.

In queste condizioni, per dare inizio alla rigassificazione della CO₂ solida sarebbe sufficiente riscaldare il CH₃OH, per esempio prelevandone una opportuna quota dal serbatoio e reimmettendola dopo averla portata a temperatura maggiore (in un apposito scambiatore di calore in controcorrente all'esterno del serbatoio).

Il calore apportato dal CH₃OH liquido verrebbe gradualmente ceduto alla CO₂ solida, una quota della quale si libererebbe allo stato gassoso alla superficie del CH₃OH. Il contenuto del serbatoio (CH₃OH liquido e CO₂ solida) permanerebbe alla temperatura di -78,5 °C finché la CO₂ solida non sia completamente evaporata.

Come mostra la tabella A8, il calore latente di sublimazione della CO₂ è particolarmente elevato: $\Delta H_{\text{subl}} = 25,5 \text{ kJ/mol}$.

Il raffreddamento della CO₂ a pressione costante (1 atm) dalla temperatura ambiente (es. 25 °C, cioè 298,15 K) a una temperatura inferiore a quella di solidificazione (per esempio -80 °C, cioè 193,15 K) richiede una macchina frigorifera che operi fra le due temperature e trasferisca calore da quella più bassa (193,15 K) a quella più alta (298,15 K). Il valore del COP di una macchina frigorifera ideale che operi fra le due temperature sarebbe:

$$COP_i = \frac{T_2}{T_1 - T_2} = \frac{193,5}{298,15 - 193,5} = \frac{193,5}{104,65} = 1,85$$

Con tecnologie convenzionali, il consumo energetico per produrre industrialmente ghiaccio secco non è superiore a 0,4 kWh/kg_{CO2}, corrispondenti a circa 64 kJ/mol_{CO2} (21,3 kJ/mol_{H2}). Al crescere della taglia degli impianti, il consumo tende a diminuire.

A2.2.3 Recupero del freddo nei cicli di liquefazione/rigassificazione della CO₂

L'accumulo di grandi masse di CO₂ può essere effettuato in forma solida o in forma liquida. Le due soluzioni richiedono una diversa impiantistica¹¹, e presentano consumi energetici differenziati.

In entrambi i casi è teoricamente possibile progettare un sistema di recupero del freddo che utilizzi come fluido vettore il metanolo. Il sistema potrebbe operare come segue:

1. Durante la rigassificazione della CO₂ il freddo rilasciato verrebbe assorbito da un flusso di metanolo liquido (che passerebbe, in controcorrente, da un serbatoio a temperatura ambiente ad un serbatoio "freddo"). Gran parte del freddo proveniente dalla CO₂ che rigassifica verrebbe rilasciato alla temperatura alla quale avviene il passaggio di stato della CO₂, per cui il metanolo verrebbe immesso nel serbatoio "freddo" a temperatura di poco superiore alla temperatura di evaporazione/sublimazione della CO₂, che, a sua volta, dipende dalla pressione esterna.
2. Durante la liquefazione/solidificazione della CO₂, il metanolo "freddo" potrebbe essere utilizzato per assorbire il calore prodotto dalla compressione della CO₂, riducendo il consumo energetico richiesto.

Tenendo conto anche del possibile recupero del freddo utilizzando il metanolo come fluido per il suo accumulo, è ragionevole ipotizzare che sia possibile mantenere il consumo energetico per la liquefazione della CO₂ al di sotto del valore di 27 kJ/mol_{CO2} (cioè 9 kJ/mol_{H2}).

A2.3 Liquefazione/rigassificazione di CO₂ e O₂ nel modello CH₃OH

Come illustrato nel paragrafo 8.2, la dinamica del modello CH₃OH comporta una successione ciclica di:

1. liquefazione di O₂/rigassificazione di CO₂ (in rapporto molare 1,5:1 nelle finestre temporali di esubero elettrico);
2. rigassificazione di O₂/liquefazione-solidificazione di CO₂ (in rapporto molare 1,5:1), nelle finestre temporali di deficit elettrico.

In base a quanto illustrato nei paragrafi precedenti, le componenti di consumo energetico specifico associate a un ciclo di liquefazione/rigassificazione dell'O₂ e della CO₂, sarebbero le seguenti:

$W_{LO2} = 28,02$ kJ/mol_{H2}, pari all'11,6 % dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche del segmento chimico del modello CH₃OH;

$W_{LCO2} = 27,00$ kJ/mol_{CO2}, cioè 9,00 kJ/mol_{H2}, pari al 3,7 % dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche del segmento chimico del modello CH₃OH.

¹¹ La soluzione "CO₂ solida" non richiede serbatoi pressurizzati, ma le operazioni di sublimazione e rigassificazione sono complesse. La soluzione "CO₂ liquida" richiede una macchina per la compressione della CO₂ e serbatoi pressurizzati (almeno 10 atmosfere), ma le operazioni di liquefazione e rigassificazione sono relativamente semplici.

Il consumo energetico totale associato ad un ciclo liquefazione/rigassificazione dei due fluidi sarebbe dunque:

$$W_{LR} = W_{LO_2} + W_{LCO_2} = (28,02 + 9,00) \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2} = 37,02 \text{ kJ} / \text{mol}_{H_2}$$

pari al 15,3% dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche del modello CH₃OH. Questo consumo energetico sarebbe completamente dissipato se il freddo accumulato da ciascuno dei due fluidi (per l'O₂ nelle finestre temporali di esubero elettrico, per la CO₂ nelle finestre temporali di deficit elettrico) venisse disperso nell'ambiente nelle finestre temporali duali (per l'O₂ nelle finestre temporali di deficit elettrico, per la CO₂ nelle finestre temporali di esubero elettrico).

Il bilancio energetico del ciclo di liquefazione /rigassificazione dei fluidi CO₂ e O₂ nel modello CH₃OH con e senza il componente funzionale SRF è riepilogato nella tabella A10.

	Unità	Senza recupero del freddo	Con recupero del freddo
Consumo energetico associato al ciclo di liquefazione/rigassificazione dell'O ₂	kJ/mol _{H2}	28,02	5,51
Consumo energetico associato al ciclo di liquefazione/rigassificazione della CO ₂	kJ/mol _{H2}	9,00	9,00
Totale	kJ/mol_{H2}	37,02	14,51

Incidenza percentuale sull'LHV dell'H ₂ che alimenta le catene energetiche	15,3%	6,0%
---	-------	------

Tabella A10: *Bilancio energetico dei cicli di liquefazione-solidificazione/rigassificazione dell'O₂ e della CO₂ nel modello CH₃OH (con e senza SRF)*

A3 Liquefazione/rigassificazione di N₂ e O₂ nel modello NH₃

Allo stato gassoso e pressione atmosferica, N₂ e O₂ occupano volumi incompatibili con i vincoli di spazio e di economia posti dai sottosistemi di accumulo di energia chimica necessari al funzionamento del SEIS. Allo stato liquido, tuttavia, i due individui chimici occupano volumi centinaia di volte minori.

La liquefazione dei due fluidi richiede che la loro temperatura sia inferiore alla temperatura del corrispondente punto critico (-147,1 °C per l'N₂ e -118,4 °C per l'O₂).

Una volta liquefatti, i due fluidi permangono allo stato liquido soltanto se mantenuti a temperatura inferiore alla temperatura critica e pressione superiore alla tensione di vapore alla corrispondente temperatura. Essi devono pertanto essere accumulati in serbatoi coibentati, con ricircolo dei vapori (che si formano per l'inevitabile passaggio di calore dall'ambiente esterno al liquido a bassa temperatura).

In tabella A11 sono elencati i dati caratteristici che definiscono il quadro fisico-chimico delle transizioni di fase associate alla liquefazione di N₂ e O₂.

		Unità	O ₂	N ₂	Aria	
Massa molare		g	31,999	28,013	28,970	
Densità in condizioni normali (G)		g/Nm ³	1.427,59	1.249,76	1.295,69	
Densità allo stato liquido (L)		kg/m ³	1.141,00	809,00	860,00	
Rapporto L/G			799,25	647,32	663,74	
Temperatura critica		°C	-118,400	-147,100	-140,630	
		K	154,75	126,05	132,52	
Pressione critica		atm	50,1	33,5	38,4	
T _{eb} (Temperatura di ebollizione) a 1 atm		°C	-182,96	-195,8	-194,5	
		K	90,19	77,35	78,65	
T _{fus} (Temperatura di fusione) a 1 atm.		°C	-218,8	-210,0	-216,2	
		K	54,35	63,15	56,95	
C _p del gas (a 300 K e 1 atm)		J/K*mol	29,375	29,106	29,115	
		kJ/K*kg	0,918	1,039	1,005	
C _p del liquido (alla temperatura di ebollizione)		K	90,15	77,35	78,15	
		J/K*mol	54,718	57,707	52,140	
		kJ/K*kg	1,710	2,060	1,800	
ΔH _{ev} (a 1 atm)		kJ/mol	6,820	5,660	5,948	
		kJ/kg	213,13	202,05	205,32	
Consumo energetico per la liquefazione (dalla temperatura standard)		kJ/mol	56,03	44,82	69,53	
		MJ/kg	1,75	1,6	2,4	
		kWh/kg	0,486	0,444	0,667	
Calore totale da rimuovere da T ₁ a T ₂ : q=(c _p) _g ·ΔT ₍₁₋₂₎ +ΔH _{cond} +(c _p) _l ·ΔT ₍₃₋₄₎		kJ/mol	13,27	12,34	12,63	
		kWh/kg	3,69	3,43	3,51	
COP ideale (COP _i =T ₂ /T ₁ -T ₂)		T ₁	K	298,15	298,15	298,15
		T ₂	K	84,00	73,00	73,00
		COP _i		0,392	0,324	0,324
COP reale (COP _r =q _r /e _r)		COP _r		0,237	0,275	0,182

Tabella A11: Dati caratteristici per la liquefazione di O₂, N₂ e aria atmosferica

Come mostrano questi dati, alla pressione atmosferica:

1. L'accumulo di O₂ liquido richiede che la sua temperatura sia mantenuta fra la temperatura di ebollizione, cioè -182,96 °C (90,19 K), e la temperatura di fusione, cioè -218,8 °C (54,35 K);
2. L'accumulo di N₂ liquido richiede che la sua temperatura sia mantenuta fra la temperatura di ebollizione, cioè -195,8 °C (77,35 K), e la temperatura di fusione, cioè -210,0 °C (63,15 K).

A3.1 Tecnologie per la liquefazione di O₂, N₂ e aria

In virtù della prossimità delle loro temperature di fusione/ebollizione e dei valori dei rispettivi C_p e ΔH_{ev} (vedi tabella A11), gli impianti per la liquefazione dell'O₂, dell'N₂ e dell'aria utilizzano le stesse tecnologie. Poiché la distillazione frazionata dell'aria ha, da oltre un secolo, un grande interesse industriale, le tecnologie per la liquefazione dell'aria, dell'N₂ e dell'O₂ sono state oggetto di notevoli perfezionamenti.

Allo stato attuale, la liquefazione dell'O₂ con impianti industriali richiede un consumo energetico dell'ordine di 56 kJ/mol_{O₂}, quella dell'N₂ dell'ordine di 45 kJ/mol_{N₂}. Come in tutti gli impianti criogenici, l'efficienza energetica cresce con le dimensioni dell'impianto.

A3.2 Cicli di liquefazione/rigassificazione di O₂ e di N₂ nel modello NH₃

Come illustrato nel paragrafo 8.4, la dinamica del modello NH₃ è caratterizzata da una alternanza di passaggi di stato dei fluidi O₂ e N₂. Più precisamente:

1. nei semicicli di esubero elettrico l'O₂ viene liquefatto e l'N₂ viene rigassificato.
2. nei semicicli di deficit elettrico l'O₂ viene rigassificato e l'N₂ viene liquefatto.

I due fluidi O₂ e N₂ entrano nelle catene energetiche nel rapporto di massa 1,5:1.

Allo stato attuale delle tecnologie, ogni ciclo di liquefazione/rigassificazione dell'O₂ e dell'N₂ nel modello NH₃ comporterebbe, nel complesso, il consumo specifico di energia indicato nella tabella A12.

LHV dell'H ₂	kJ/mol _{H₂}	241,82			
			Fluido		Totale
	Simbolo	Unità	O ₂	N ₂	
Consumo energetico associato a un ciclo di liquefazione/rigassificazione nel modello NH ₃	W _{TLR}	kJ/mol _{O₂}	56,04		
		kJ/mol _{N₂}		44,82	
		kJ/mol _{H₂}	28,02	14,94	42,96
Incidenza del consumo energetico del ciclo di liquefazione/rigassificazione, in percentuale, sull'LHV dell'H ₂ che alimenta le catene energetiche del modello NH ₃			11,6%	6,2%	17,8%

Tabella A12: Consumo energetico specifico per la liquefazione di O₂ e N₂ (senza SRF)

Il consumo specifico totale di energia per un ciclo di liquefazione/rigassificazione dei due fluidi nel modello NH₃ sarebbe dunque w_{TLR} = 42,96 kJ/mol_{H₂}, corrispondente al 17,8 % dell'LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche. Questo consumo energetico sarebbe completamente perso se il freddo accumulato dai due fluidi nel corso della liquefazione venisse disperso nell'ambiente nel corso dei successivi semicicli di rigassificazione.

A3.3 Il componente funzionale SRF per il "recupero del freddo" nei cicli di liquefazione/rigassificazione di N₂ e O₂

Come illustrato nel paragrafo 8.4, l'adozione di un sistema di recupero del freddo (SRF) nel modello NH₃ è possibile e vantaggioso soltanto per il fluido O₂. L'implementazione di un SFR è infatti impossibile per l'NH₃ e sconsigliabile per l'N₂.

L'ostacolo insormontabile che si incontra nel caso dell'NH₃ è l'indisponibilità di un fluido con adeguate caratteristiche di temperatura di ebollizione, calore specifico molare, entalpia di evaporazione, "gratuità", "naturalità", accumulabilità (sia allo stato liquido che allo stato gassoso), tali da permetterne un efficiente utilizzo come fluido per l'accumulo/rilascio del freddo nei cicli di liquefazione/rigassificazione dell'NH₃.

Nel caso dell'N₂, l'implementazione di un SFR è sconsigliabile perché l'eventuale recupero del freddo che si otterrebbe rigassificando l'N₂ a pressione costante sarebbe più che compensato dalla necessità di portare l'N₂ alle alte pressioni che i reagenti devono avere all'ingresso del reattore per la sintesi dell'NH₃ (si veda l'Appendice A9). Per questa ragione, piuttosto che implementare un SFR, conviene rigassificare l'N₂ a volume costante (con eventuale precompressione a bassa temperatura), sfruttando il calore rilasciato dalla reazione di sintesi stessa per aumentare la temperatura dell'N₂ (accumulato a bassa temperatura nel sottosistema S_N), in modo che la sua tensione di vapore aumenti fino alla pressione richiesta dalla reazione di sintesi (alcune centinaia di atmosfere).

Anche per il modello NH₃ è invece possibile e vantaggioso implementare un SFR per il fluido O₂. I calcoli sviluppati in proposito nell'appendice A1 sono perfettamente applicabili anche al modello NH₃.

A3.4 Liquefazione dell'NH₃

Poiché alla temperatura $(T_{eb})_{NH_3} = -33,35^\circ C = 239,8 K$ l'NH₃ ha tensione di vapore di 1 atmosfera l'accumulo dell'NH₃ a pressione atmosferica richiede che questo fluido sia conservato a temperatura inferiore a $(T_{eb})_{NH_3}$.

Ipotizzando che si voglia accumulare l'NH₃ alla pressione di 1 atmosfera e a temperatura $T_{S_{NH}} = -35^\circ C = 238,15 K$, il consumo energetico per ridurre la temperatura dell'NH₃ dalla temperatura ambiente convenzionale ($T_1 = 298,15 K$) alla temperatura $T_{S_{NH}}$ è calcolabile con buona approssimazione considerando quanto segue:

1. La variazione di temperatura $\Delta T = T_1 - T_{S_{NH}} = (298,15 - 238,15) K = 60 K$, per cui una macchina frigorifera dovrebbe assicurare un coefficiente di prestazione non inferiore a $COP_{MF} = 2,5^{12}$;
2. Il calore che l'NH₃ deve cedere per passare dalla temperatura T_1 alla temperatura $T_{S_{NH}}$ è calcolabile con buona approssimazione come segue:

$$q_L = (c_p)_{GNH_3} \cdot \Delta T_1 + (\Delta H_{ev})_{NH_3} + (c_p)_{LNH_3} \cdot \Delta T_2$$

$$q_L = (38,99 \cdot 58,35) + 23.110 + 76 \cdot 1,65) J / mol_{NH_3} = 25,51 kJ / mol_{NH_3}$$

3. Il lavoro frigorifero necessario per liquefare l'NH₃ nelle ipotesi fatte non dovrebbe essere superiore a:

$$w_L = \frac{q_L}{COP_{MF}} = \frac{25,51}{2,5} kJ / mol_{NH_3} = 10,20 kJ / mol_{NH_3} = 6,8 kJ / mol_{H_2}$$

Il valore di w_L così calcolato è pari al 2,8% del contenuto energetico LHV dell'H₂ che alimenta le catene energetiche del modello NH₃.

¹² $COP_1 = T_{NH} / (T_1 - T_{NH}) = 238,15 / 60 = 3,97$
SEIS, Appendici, Ed. 07.12.04.doc

A4 Elettrolisi dell'H₂O

Il potenziale termodinamico di elettrolisi dell'H₂O in condizioni standard (P=1 atm, t=25 °C) è $\Delta V=1,23 \text{ Volt}^{13}$.

Per effetto delle forze contro elettromotrici che H₂ e O₂ presentano sui materiali di cui sono costituiti gli elettrodi, per ottenere l'elettrolisi dell'H₂O è necessario applicare agli elettrodi una sovratensione dipendente dal materiale di cui sono costituiti gli elettrodi. Su elettrodi di platino la sovratensione da applicare è di almeno 0,4 V. Alla tensione di 1,7 V fra gli elettrodi si ottiene una corrente di elettrolisi di circa 0,3 A/cm². Ipotizzando che gli sviluppi industriali possano produrre materiali in grado di catalizzare l'elettrolisi dell'H₂O con sovratensioni non superiori a quelle associate agli elettrodi di platino e trascurando, in prima approssimazione, le perdite provocate dai gradienti di concentrazione dei soluti e dalla resistenza ohmica della soluzione elettrolitica, la quantità di H₂ che si sviluppa al catodo è determinata dalla legge di Faraday.

In questo quadro di ipotesi, per produrre un grammo di H₂ e 8 grammi di O₂ per elettrolisi dell'H₂O su elettrodi di platino sarebbe necessaria una carica Q di 96.485 coulomb e una tensione di elettrolisi V_{el} di almeno 1,7 V. Poiché vale la relazione:

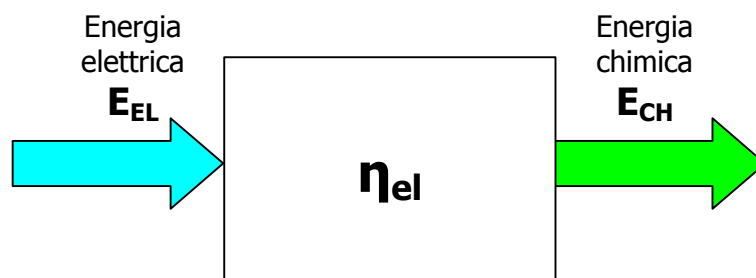
$$V_{el} \cdot Q = E$$

per produrre 1 g di H₂ e 8 g di O₂ è necessaria una energia $E=(1,7 \cdot 96,485) \text{ kJ}=164 \text{ kJ/g}_{H_2}$, cioè 328,05 kJ/mol_{H₂}.

Poiché il contenuto energetico dell'H₂ prodotto è di 241,82 kJ/mol_{H₂} (LHV) o 285,8 kJ/mol_{H₂} (HHV), nelle ipotesi fatte l'efficienza energetica dell'elettrolisi (rapporto fra il contenuto energetico dell'H₂ prodotto, E_{CH}, e l'energia elettrica E_{EL} impiegata per produrlo) ha i seguenti valori:

$$\eta_{el(LHV)} = \frac{E_{CH}}{E_{EL}} = \frac{(LHV)_{H_2}}{E_{EL}} = \frac{241,82 \text{ mol}_{H_2}}{328,05 \text{ mol}_{H_2}} = 0,735 \quad (73,5\%)$$

$$\eta_{el(HHV)} = \frac{E_{CH}}{E_{EL}} = \frac{(HHV)_{H_2}}{E_{EL}} = \frac{285,80 \text{ mol}_{H_2}}{328,05 \text{ mol}_{H_2}} = 0,871 \quad (87,1\%)$$



L'efficienza diminuisce se diminuisce l'efficienza catalitica del materiale che costituisce gli elettrodi, se si stabilizzano gradienti di concentrazione della soluzione e se aumenta la resistenza ohmica fra gli elettrodi. Per ridurre questi effetti è necessario:

- Scegliere materiali con la massima efficienza catalitica per gli elettrodi (i catalizzatori diminuiscono l'energia di attivazione della reazione di dissociazione elettrolitica);
- Mantenere agitata la soluzione elettrolitica, per ridurre al minimo la forza contro elettromotrice provocata dai gradienti di concentrazione della soluzione in prossimità degli elettrodi;
- Avvicinare il più possibile fra loro gli elettrodi per ridurre al minimo la resistenza ohmica della soluzione fra gli elettrodi.

¹³ [26], pag. 536

Aumentando la temperatura della soluzione e operando ad alta pressione parziale di vapor d'acqua, la tensione da applicare agli elettrodi per ottenere l'elettrolisi dell'H₂O diminuisce¹⁴. Se, a valle, i prodotti dell'elettrolisi vengono utilizzati sotto pressione questo vantaggio torna utile.

Nei tre modelli descritti nella Parte I (H₂, CH₃OH, NH₃) la disponibilità di O₂ ad alta pressione all'uscita della cella elettrolitica permetterebbe di ridurre il lavoro frigorifero per liquefare l'O₂. Questo assicurerebbe un vantaggio identico ai tre modelli.

Per quanto riguarda l'H₂, la sua disponibilità ad alta pressione all'uscita della cella elettrolitica, presenterebbe vantaggi simili nei tre modelli:

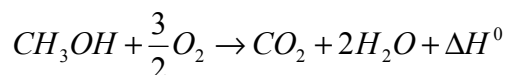
- Nel modello H₂ farebbe risparmiare una quota del lavoro di compressione/espansione dell'H₂ necessario alla liquefazione;
- Nel modello CH₃OH e NH₃ farebbe risparmiare lavoro di precompressione per la sintesi di CH₃OH e NH₃.

Secondo [23], pag. 16, i migliori elettrolizzatori in commercio hanno efficienza energetica che può raggiungere l'80%, calcolata come rapporto fra l'energia chimica LHV prodotta come output dell'elettrolisi (LHV dell'H₂: 120 MJ/kg_{H2}) e l'energia elettrica consumata come input dell'elettrolisi (150 MJ/kg_{H2}).

Considerando i miglioramenti ottenibili in ragione dei fattori di scala e i risparmi energetici possibili operando ad alte pressioni, nel capitolo 9 si è adottato un valore di efficienza energetica $\eta_{el(LHV)} = 0,8$ per tutti e tre i modelli di SEIS. Come detto, poiché il blocco "Elettrolizzatore" è comune a tutti e tre i modelli, l'eventuale errore nella stima di questo rendimento non influisce sulle differenze di efficienza globale fra i tre modelli.

A4.1 Elettrolisi dell'H₂O e sintesi del CH₃OH in una Fuel Cell rigenerativa

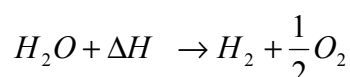
Il CH₃OH può essere utilizzato in una FC per produrre energia elettrica secondo la reazione di combustione complessiva:



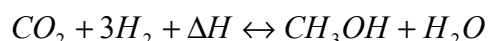
Studi recenti¹⁵ indicano che sia possibile invertire la reazione di combustione del CH₃OH in una Fuel Cell, in modo da produrre CH₃OH per riduzione elettrocatalitica della CO₂ in soluzione acquosa. Si otterrebbe in questo modo una "Fuel Cell rigenerativa", in grado di convertire energia elettrica, CO₂ e H₂O in combustibili ossigenati, fra i quali CH₃OH.

Se l'efficienza associata a questa nuova tecnologia risultasse adeguata, nel modello CH₃OH descritto nel paragrafo 8.3 il componente funzionale "Fuel Cell rigenerativa" potrebbe sostituire i due componenti funzionali più critici ed energivori del modello, cioè;

- Il blocco "Elettrolizzatore", nel quale viene effettuata la reazione:



- Il reattore nel quale viene effettuata la sintesi del CH₃OH, cioè la reazione:



¹⁴ [4], Vol. 1, pag. 119; [42], pag. 142-143

¹⁵ [42], pag. 196

Gli input della FC rigenerativa sarebbero: energia elettrica, CO₂ e H₂O.

Gli output della FC rigenerativa sarebbero: CH₃OH e O₂.

Una soluzione del genere sarebbe indubbiamente elegante, dal momento che:

1. Eliminerebbe alla radice il problema dello stoccaggio transitorio dell'H₂ prodotto dall'elettrolisi dell'H₂O (che nella catena elettrolizzatore-reattore di sintesi deve svolgere una funzione di disaccoppiamento delle dinamiche del reattore di sintesi dalle dinamiche delle correnti elettriche che alimentano l'elettrolizzatore);
2. Renderebbe possibile, almeno in via teorica, realizzare impianti di sintesi del CH₃OH di scala inferiore e probabilmente meno costosi e inquinanti, aprendo la strada all'interessante possibilità di decentrare progressivamente i nodi del SEIS. Un unico array di FC rigenerative, infatti svolgerebbe tutte le funzioni necessarie per implementare le catene CEE e CMV:

Nelle finestre temporali di esubero elettrico la FC rigenerativa assorbirebbe:

- fra catodo e anodo: energia elettrica (frazione EEN-NA),
- all'anodo: CO₂ per la catena CEE e CO₂-ZE per la catena CMV,
- al catodo: H₂O,

ed emetterebbe:

- all'anodo: CH₃OH per la catena CEE e CH₃OH-ZE per la catena CMV;
- al catodo: O₂ per la catena CEE e per la catena CMV.

Nelle finestre temporali di deficit elettrico la FC rigenerativa assorbirebbe:

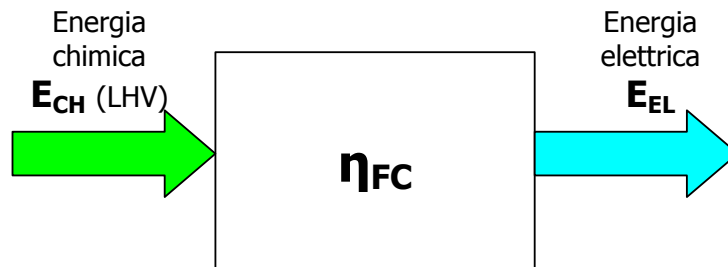
- all'anodo: CH₃OH,
- al catodo O₂,

ed emetterebbe:

- fra catodo e anodo: EED1 per la catena CEE,
- all'anodo: CO₂;
- al catodo: H₂O.

A5 Combustione dell'H₂ nelle Fuel Cell

L'efficienza energetica di una FC nella produzione di energia elettrica (η_{FC}) è il rapporto fra l'energia elettrica E_{EL} prodotta e l'energia chimica E_{CH} utilizzata per produrla.



I valori di efficienza energetica associati alle tecnologie FC sono normalmente espressi come percentuale del contenuto energetico LHV dell'H₂ che alimenta la FC.

La massima efficienza termodinamica intrinseca teorica di una FC a temperatura standard, η_i , è data dal rapporto fra i valori che due proprietà termodinamiche (l'energia libera di Gibbs, ΔG^0 , e l'entalpia, ΔH^0) assumono a temperatura standard nella specifica reazione chimica che ha luogo nella FC. Data una certa reazione di combustione a temperatura standard ed i relativi valori di variazione dell'energia libera di Gibbs (ΔG^0) e di variazione dell'entalpia (ΔH^0), allora l'efficienza termodinamica intrinseca teorica di una FC che utilizzi quella reazione chimica è data dalla relazione¹⁶:

$$(\eta_i)_{FC} = \frac{\Delta G^0}{\Delta H^0}$$

Nella tabella A13 sono indicati, a titolo di esempio i valori di efficienza teorica intrinseca associati alle reazioni chimiche di combustione dei combustibili H₂, CH₃OH e NH₃.

	Reazione	HHV		η_i
		ΔG^0	ΔH^0	
		kJ/mol	kJ/mol	
H ₂	H _{2(g)} +1/2O _{2(g)} ->H ₂ O _(l)	-237,10	-285,80	82,96%
CH ₃ OH	CH ₃ OH _(l) +3/2O _{2(g)} ->CO _{2(g)} +2H ₂ O _(l)	-702,21	-726,33	96,68%
NH ₃	NH _{3(g)} +3/4O _{2(g)} ->1/2N _{2(g)} +3/2H ₂ O _(l)	-339,16	-382,57	88,65%

Tabella A13: Efficienza teorica intrinseca (η_i) associata alle reazioni di combustione di H₂, CH₃OH e NH₃

Le principali tecnologie FC studiate negli ultimi decenni sono indicate nella tabella A14. Per ciascuna delle tecnologie sono indicate le principali caratteristiche che le distinguono.

	Tecnologia	Temperatura operativa	Combustibili ammessi	Efficienza di conversione di energia chimica in energia elettrica (allo stato attuale delle tecnologie)	
1	PEM	Scambio protonico	90 °C	H ₂	45-50%
2	AFC	Alcalina	60-250 °C	H ₂ , N ₂ H ₄	Fino al 70%
3	PAFC	Acido Fosforico	150-220 °C	H ₂ , idrocarburi, alcoli	37-42% con alimentazione a CH ₄
4	SOFC	Ossidi Solidi	600-1000 °C	CH ₄ , H ₂ , CO, idrocarburi, alcoli	50-60% (fino al 70% con ciclo combinato)
5	MCFC	Carbonati Fusi	600-700 °C	H ₂ , idrocarburi, alcoli, ecc.	Fino al 75% con ciclo combinato
6	DMFC	Metanolo diretto	60-90 °C	CH ₃ OH	30-34%

Tabella A14: Tecnologie delle FC¹⁷

¹⁶ [42], pag. 158

¹⁷ Valori ricavati da [42], pag. 156-193

A5.1 Fuel Cell per applicazioni statiche (catene CEE)

Le tecnologie ad alta temperatura (SOFC, MCFC) producono, oltre all'energia elettrica, calore ad alta temperatura, utilizzabile in parte per l'eventuale reforming dei combustibili che alimentano le FC, in parte per produrre una ulteriore quota di energia elettrica con cicli termodinamici (es. turbine a vapore), per cui promettono di raggiungere elevati valori di efficienza. Per converso, all'accensione richiedono un tempo notevole per andare a regime. Per questo insieme di caratteristiche, nelle applicazioni statiche (catene CEE) le tecnologie ad alta temperatura sono preferibili e non hanno controindicazioni.

Poiché il regime di domanda energetica cui sono soggette le FC ospitate nel NEI è variabile, mentre il massimo dell'efficienza energetica di una FC è assicurato in ben definite condizioni di carico, è ragionevole ipotizzare che nelle applicazioni statiche la soluzione più vantaggiosa sia l'array di FC. Questa soluzione permette infatti di:

1. far funzionare ogni singola unità FC dell'array nelle condizioni di massima efficienza, ripartendo l'energia da produrre su un numero di FC dell'array variabile con l'energia elettrica da produrre, utilizzando al meglio l'energia chimica primaria disponibile (combustibili di sintesi e/o derivati delle biomasse) per soddisfare la domanda di energia nelle sue varie forme (elettrica, per la catena CEE, e chimica per la catena CMV);
2. gestire al meglio eventuali esigenze di espansione delle capacità produttive (aggiunta di nuove unità FC), nonché eventuali operazioni di manutenzione preventiva e correttiva (singole unità FC possono essere messe fuori servizio in ben definiti intervalli di tempo di bassa domanda dell'utenza);
3. standardizzare le taglie di FC più adatte e industrializzare la loro produzione;
4. pianificare nel tempo la sostituzione di singole unità con unità di nuova generazione senza criticità operative.

In generale, nel NEI sarà operativo, quando richiesto, un insieme più o meno grande di FC dell'array. Il carico di energia elettrica da produrre sarà equiripartito sulle FC attive, in modo da ottimizzare l'efficienza energetica di ciascuna FC attiva.

A5.2 Fuel Cell per applicazioni mobili (catene CMV)

Nella mobilità veicolare (catene CMV) le tecnologie FC ad alta temperatura potrebbero risultare meno vantaggiose che nelle applicazioni statiche, principalmente per la lunghezza del transitorio di andata a regime, nonché per ragioni di sicurezza e/o ingombro.

Il modello H₂ permette l'adozione di una qualsiasi delle tecnologie delle FC, dal momento che l'H₂ può essere utilizzato per alimentare FC di tutte le tecnologie e non richiede reforming. L'alimentazione delle FC con H₂, inoltre, ha effetti inquinanti trascurabili, limitati alla formazione di piccole quantità di composti dei gas contenuti nell'aria che alimenta il catodo.

Il modello CH₃OH presuppone l'uso di FC che tollerino all'anodo ossidi del carbonio (vedi figura A7). Per questa ragione è da escludere l'utilizzo di tecnologie PEM o AFC. Fra le tecnologie sviluppate fino ad oggi, quelle che sembrano più adatte, per l'alta temperatura di esercizio, sono quelle SOFC e MCFC, perché tollerano gli ossidi del carbonio e il calore ad alta temperatura sviluppato dalla FC è utilizzabile per il reforming del CH₃OH. Tuttavia, come detto, queste tecnologie sono state sviluppate principalmente per applicazioni statiche.

Sono in corso studi per l'adattamento delle tecnologie SOFC all'impiego su mezzi di trasporto. Si stima che possano raggiungere efficienze dell'ordine del 60% e vita operativa dell'ordine delle 5.000 ore. Il vantaggio di queste tecnologie è il basso prezzo dei catalizzatori utilizzati.

La tecnologia DMFC, più recente, permette l'alimentazione diretta con CH_3OH . Al momento, tuttavia, questa tecnologia è utilizzata per FC di piccole dimensioni (alimentazione di PC e telefoni portatili), e alle temperature operative associate a questo impiego (da 60 a 90 °C) può assicurare una efficienza di conversione energetica relativamente bassa (30-34%).

La bassa efficienza, oltre alla cinetica (che è lenta alle basse temperature impiegate) è dovuta a fenomeni di "fuel crossover".

Tenendo conto delle caratteristiche del combustibile metanolo, la tecnologia ideale dovrebbe includere le seguenti caratteristiche:

- temperatura operativa attorno ai 300-400 °C, cioè abbastanza alta da determinare un efficiente reforming del metanolo (250-300 °C) ma abbastanza bassa da non provocare la formazione di monossido di carbonio;
- tolleranza della presenza di ossidi del carbonio all'anodo;
- vita operativa di almeno 5.000 ore;
- basso costo dei catalizzatori.

Il modello NH_3 richiede FC a base H_2 con due caratteristiche essenziali:

- temperatura operativa di alcune centinaia di gradi, in modo che il calore dissipato sia utilizzabile per la decomposizione dell' NH_3 ;
- all'anodo, catalizzatori insensibili alla presenza di N_2 in miscela con l' H_2 .

A valle della decomposizione dell' NH_3 in N_2 e H_2 , la FC deve operare all'anodo con H_2 e N_2 (in rapporto volumetrico 3:1) e al catodo con l' O_2 contenuto nell'aria atmosferica (21% in volume, 23% in peso). In queste condizioni la densità energetica della FC, per unità di superficie attiva, non potrà raggiungere valori paragonabili con quelli ottenibili alimentando l'anodo con H_2 puro. Ne consegue che le FC utilizzate nel modello NH_3 potranno richiedere una maggiore superficie attiva rispetto a quelle del modello H_2 .

Nei precedenti capitoli si è volutamente evitato di entrare nei dettagli implementativi delle tecnologie delle FC, dal momento che tutte le tecnologie sono in fase di sperimentazione più o meno avanzata. Poiché, per produrre energia elettrica, tutti i modelli energetici trattati nei capitoli 9 e 10 utilizzano FC a base H_2 , sia nelle catene CEE (FC per applicazioni statiche) sia nelle catene CMV (FC per applicazioni mobili), si è preferito adottare un valore di efficienza energetica convenzionale per tutti i modelli (70% per le FC a base H_2 per applicazioni statiche della catena CEE, 50% per le FC a base H_2 per applicazioni mobili della catena CMV). I valori di efficienza adottati (70% e 50%) non sembrano obiettivi irrealistici per le migliori tecnologie di FC allo studio.

Eventuali consumi accessori (pompe, compressori, ecc.) sono, prevedibilmente, comuni a tutte le tecnologie di FC a base H_2 e, dunque, non potranno costituire fattori di differenziazione dell'efficienza energetica di un modello energetico rispetto ad un altro.

A6 Sintesi del metanolo (CH₃OH)

Nella chimica moderna la sintesi del CH₃OH è un processo industriale di largo impiego. La produzione mondiale annua di CH₃OH di sintesi supera i 32 milioni tonnellate.

Il metanolo è una materia prima essenziale, perché è la base per produrre:

- un gran numero di composti organici, fra i quali formaldeide, etere metilbutilico (MTBE), acido acetico, dimetiletere (DMT), etilene e derivati, propilene e derivati, e numerosi altri composti;
- in combinazione con ammoniaca, i composti della catena dell'urea.

La produzione del CH₃OH si effettua in opportuni reattori alimentati con una miscela di CO, CO₂ e H₂ (il cosiddetto "syngas"). I moderni catalizzatori assicurano:

- altissima selettività (oltre il 99%¹⁸);
- elevata attività entro una estesa gamma della composizione del syngas in termini di CO, CO₂ e H₂.

La cinetica chimica della sintesi del CH₃OH da syngas dà luogo a rese maggiori alle alte temperature, mentre i vincoli termodinamici danno luogo a rese migliori alle basse temperature. Poiché opportuni catalizzatori, elevate pressioni ed un eccesso di H₂ nei reagenti aumentano la velocità di reazione anche a temperature relativamente basse, per ottimizzare le rese per passaggio i moderni impianti industriali giocano su un mix di parametri (vedi tabella A15), i più importanti dei quali sono:

- catalizzatori a base di CuO, ZnO e Al₂O₃¹⁹, altamente selettivi (oltre il 99%), particolarmente attivi anche a temperature relativamente basse;
- pressioni da 40 a 120 atmosfere;
- temperature da 200 a 310 °C.

Negli ultimi decenni sono stati realizzati notevoli miglioramenti dei processi di sintesi del CH₃OH da syngas. Per migliorare l'efficienza energetica del processo sono stati sviluppati catalizzatori sempre più efficienti, in grado di assicurare notevole velocità di reazione a temperature e pressioni sempre più basse. Negli ultimi tempi Lurgi ha realizzato un processo di sintesi che opera nella gamma di temperatura 230-250 °C e pressione di 40-50 atm. Sono stati inoltre studiati processi di sintesi in fase liquida che promettono elevate efficienze di conversione, per cui la sintesi richiede un solo passaggio nel reattore²⁰.

Per ragioni tecniche (la difficoltà di produzione industriale dell'H₂) ed economiche (il basso costo, almeno finora, degli idrocarburi gassosi di origine fossile), ai giorni nostri la materia prima per la produzione del syngas che alimenta i reattori è soprattutto il metano, dal quale il syngas viene ricavato con processi di reforming con vapor d'acqua. Utilizzando come materia prima il CH₄, la composizione del syngas è condizionata dai processi di reforming, che richiedono temperature piuttosto elevate, in corrispondenza delle quali il syngas è ricco di CO e povero di CO₂. Per questa ragione, la maggior parte degli impianti per la sintesi del CH₃OH utilizzano oggi syngas ricco di CO e povero di CO₂.

Sono stati tuttavia realizzati anche impianti che alimentano il reattore con una miscela di CO₂ e H₂²¹. Per questo tipo di impianti sono stati sviluppati efficienti catalizzatori specifici²², a base di CuO e ZnO, che non si disattivano in condizioni di alta pressione parziale di CO₂.

¹⁸ [42], pag. 214

¹⁹ Un esempio è il catalizzatore MK-121 di Haldor Topsøe a/s. E' composto di CuO per oltre il 55% in peso, ZnO per una quota variabile fra il 21 % e il 25% in peso, Al₂O₃ per una quota dell'8-10%.

²⁰ [42], pag. 214

²¹ [32], pag. 1110

²² Ad esempio da Lurgi e Sud-Chemie

Le condizioni di realizzazione industriale della sintesi del CH₃OH da CO₂ e H₂ ed i rendimenti del processo sono analoghi a quelli della sintesi da CO e H₂²³.

Nello scenario SEIS CH₃OH, le tecnologie della sintesi del CH₃OH da syngas costituito da CO₂ e H₂ sono destinate a giocare il ruolo predominante.

In virtù dell'architettura del SEIS CH₃OH, la composizione del syngas che alimenta il reattore di sintesi del CH₃OH è regolabile con la massima precisione, dal momento che:

- La CO₂ viene prelevata dal sottosistema di accumulo S_C, dove si trova allo stato liquido e in condizione di grande purezza, per cui non sono richiesti trattamenti di purificazione. La quantità di CO₂ richiesta per produrre la miscela dei reagenti nelle proporzioni ottimali può essere rigassificata a volume costante mediante riscaldamento con fluidi a temperatura ambiente fino alla pressione di reazione (40-50 atmosfere). Già alla temperatura di 15 °C la tensione di vapore della CO₂ è di circa 50 atmosfere. Nella rigassificazione a volume costante da -50 °C a 15 °C la CO₂ assorbe dall'ambiente esterno calore per circa 12 kJ/mol_{CO₂}. Poiché l'entalpia di evaporazione della CO₂ non è inferiore a 10 kJ/mol_{CO₂}, per una frazione della CO₂ che rigassifica si può immaginare di giocare sulla pressione esterna in modo che il passaggio di stato (da liquido a vapore) avvenga a temperatura non superiore a -35°C. In questo modo si può utilizzare il calore latente di evaporazione assorbito dalla CO₂ per raffreddare l'H₂ (3 moli per mole di CO₂) durante la sua compressione da 1 a 40 atmosfere, in modo da ridurre il lavoro di compressione.
- L'H₂ che deve entrare nella reazione di sintesi del CH₃OH viene prodotto, a bassa pressione²⁴, bassa temperatura ed elevata purezza, dall'elettrolisi dell'H₂O, per cui non richiede trattamenti di purificazione prima di essere compresso alla pressione di reazione ed essere immesso nel reattore.

Con temperatura iniziale di 25 °C il lavoro di compressione per portare l'H₂ da 1 atmosfera a 40 atmosfere non è superiore a $9,2 \text{ kJ/mol}_{\text{H}_2}$ ($27,6 \text{ kJ/mol}_{\text{CH}_3\text{OH}}$) per compressione isoterma e a $16,3 \text{ kJ/mol}_{\text{H}_2}$ ($48,9 \text{ kJ/mol}_{\text{CH}_3\text{OH}}$) per compressione adiabatica.

Se la temperatura iniziale è -35°C, il lavoro di compressione adiabatica non è superiore a $13 \text{ kJ/mol}_{\text{H}_2}$ ($39 \text{ kJ/mol}_{\text{CH}_3\text{OH}}$).

Poiché disponiamo di un fluido (CO₂) che si trova allo stato liquido a temperatura di circa -50 °C che deve essere rigassificato, in linea di principio possiamo immaginare di raffreddare l'H₂ durante la sua compressione utilizzando una corrente di CO₂ che rigassifica. In questo modo la compressione dell'H₂ può avvenire nella forma di una politropica che approssima il più possibile l'isoterma. In queste condizioni non dovrebbe essere difficile ridurre il lavoro di compressione dell'H₂ al di sotto del valore corrispondente a compressione adiabatica dell'H₂ a partire dalla temperatura iniziale di -35 °C, cioè $13 \text{ kJ/mol}_{\text{H}_2}$ ($39 \text{ kJ/mol}_{\text{CH}_3\text{OH}}$).

Nello scenario SEIS CH₃OH, pertanto, sussisterebbero le condizioni ottimali per:

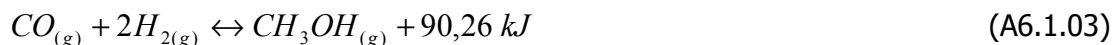
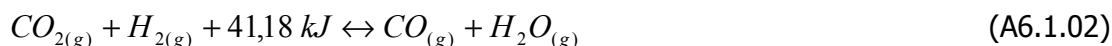
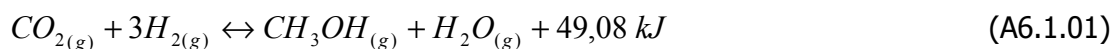
- pilotare con precisione la composizione ottimale del syngas costituito da CO₂ e H₂;
- confidare su una eccezionale durata dell'efficienza dei catalizzatori, dal momento che i gas reagenti non contengono impurezze;
- semplificare i processi di separazione dei prodotti dai reagenti (alle temperature di sintesi H₂O e CH₃OH sono vapori, mentre CO, CO₂ e H₂ sono gas).

²³ [32], pag. 1111

²⁴ In linea di principio l'H₂ può essere prodotto per elettrolisi anche ad elevate pressioni, dal momento che alte pressioni permettono l'elettrolisi dell'H₂O con minore assorbimento di corrente elettrica. Se convenga produrre l'H₂ ad alta pressione già nell'elettrolizzatore oppure comprimerlo dopo la produzione a bassa pressione nell'elettrolizzatore dovrà essere valutato alla luce della struttura complessiva degli impianti chimici ospitati nei NEI.

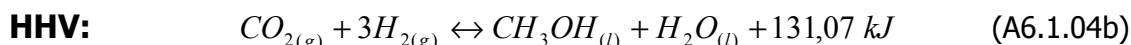
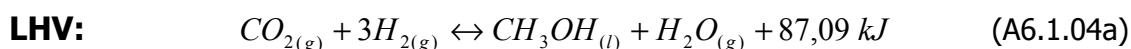
A6.1 Sintesi del CH₃OH da CO₂ e H₂

Nelle condizioni operative sopra descritte, la miscela di CO₂ e H₂ che entra nel reattore dà luogo simultaneamente alle seguenti reazioni:



Le reazioni più favorite sono le reazioni (A6.1.02) e (A6.1.03). Queste due reazioni, nel loro insieme, coincidono con la reazione (A6.1.01).

La reazione globale di sintesi del CH₃OH alle condizioni standard (25 °C e 1 atmosfera) ha la forma seguente:



La reazione è complessivamente esotermica, per cui l'entalpia di combustione (LHV, HHV) del combustibile prodotto (CH₃OH) è minore dell'entalpia di combustione del combustibile reagente (3 H₂).

		LHV	HHV	
H _{2(g)}	kJ/mol _{H₂}	241,82	285,80	A
	kJ/mol _{CH₃OH₃}	725,46	857,40	B=3*A
CH ₃ OH _(l)	kJ/mol _{CH₃OH}	638,37	726,33	C
ΔH ⁰	kJ/mol _{CH₃OH}	87,09	131,07	D=B-C
	%	12,00%	15,29%	E=D/B

La sintesi del CH₃OH da H₂ e CO₂ comporta dunque una perdita energetica teorica di circa il 15,3% (HHV). I moderni impianti di sintesi del CH₃OH da syngas assicurano, già oggi, efficienza energetica complessiva superiore al 70% ([42], pag. 214). Ciò significa che la sintesi comporta un consumo accessorio di energia dello stesso ordine della perdita teorica della sintesi, cioè circa

$126 \text{ kJ/mol}_{CH_3OH} = 42 \text{ kJ/mol}_{H_2}$. Tenendo conto dei possibili miglioramenti realizzabili in

prospettiva (effetto dei fattori di scala, della purezza dei reagenti, dei progressi nelle tecnologie dei catalizzatori, del perfezionamento dei processi di sintesi con un solo passaggio), possiamo stimare che il consumo energetico accessorio richiesto per la sintesi del CH₃OH da CO₂ e H₂ non potrà superare il valore di 39 kJ/mol_{H_2} .

Nella tabella A15 sono riepilogati i principali elementi che caratterizzano gli impianti industriali per la sintesi di CH₃OH da syngas.

	Parametro	Valori operativi²⁵	Note
1	Pressione	40-50 atmosfere	I moderni catalizzatori, particolarmente attivi, realizzano la sintesi a pressioni attorno a 50 atm
2	Temperatura di massima attività dei catalizzatori	230-250 °C	La temperatura è il parametro più importante dei reattori di sintesi del CH ₃ OH. Il dato termodinamico (che impone basse temperature) passa in secondo piano rispetto a quello cinetico.
3	Catalizzatore	I catalizzatori più efficienti sono basati su rame (Cu/ZnO su allumina o Cu/ZnO su Cr ₂ O ₃)	I catalizzatori basati su rame hanno il campo di massima attività fra 230 °C e 270 °C e fra 50 e 100 atm. Sono molto selettivi (assicurano un bassissimo livello di prodotti indesiderati). Sono molto sensibili ai "veleni" contenuti nei tradizionali reagenti derivati dal carbone (in particolare S e Cl) e tendono a degradare se la temperatura nel reattore supera i limiti fissati.
4	Calore di reazione	La reazione è esotermica per circa 90 kJ/mol _{CH₃OH} , cioè produce calore in ragione di circa il 14% del contenuto energetico (LHV) del CH ₃ OH prodotto, circa 2,8 MJ/kg _{CH₃OH}	Il controllo della temperatura di reazione richiede l'assorbimento del calore di reazione. I reattori più evoluti controllano la temperatura della reazione agendo sulla pressione (e conseguentemente sulla temperatura) del vapor d'acqua saturo che circola nel mantello del reattore
5	Prodotti indesiderati	Dipendenti dalle caratteristiche del syngas e dalle condizioni operative della sintesi	I prodotti indesiderati vengono separati dal CH ₃ OH per distillazione e bruciati (producendo energia elettrica e CO ₂ nel NEI)
6	Resa per passaggio	Oltre il 14% in volume. Sono stati studiati anche processi in fase liquida, in grado di assicurare elevate rese di conversione, per cui la sintesi potrebbe essere effettuata con un solo passaggio del syngas nel reattore.	La separazione dei prodotti dai reagenti all'uscita del reattore viene effettuata per semplice raffreddamento ed espansione, perché nelle condizioni di temperatura e pressione della reazione i prodotti (in primo luogo il metanolo ²⁶) sono vapori mentre i reagenti sono gas. I residui di reazione, una volta separati, e spurgati dagli inerti, confluiscono nella corrente dei reagenti e ritornano nel reattore per un nuovo passaggio
7	Preriscaldamento dei gas di sintesi	Con i gas caldi uscenti dal reattore	Di norma si usano scambiatori a fascio tubiero con tubi alettati
8	Raffreddamento dei prodotti di sintesi	Di solito effettuato con acqua. Alcune tecnologie utilizzano il calore di reazione in esubero per produrre vapore acqueo a media pressione (circa 40 atmosfere)	Il raffreddamento permette il recupero del metanolo mediante condensazione ad alta pressione, separazione ad alta pressione dei gas di ricircolo dagli eventuali inerti, separazione a bassa pressione dei prodotti indesiderati.
9	Distillazione del metanolo prodotto	A due o tre colonne, a seconda della purezza che si vuole ottenere (AA, A, Fuel)	Le colonne di distillazione lavorano normalmente a pressione atmosferica. Il calore necessario alla distillazione proviene dai fluidi ad elevata temperatura prodotti dalla reazione stessa
10	Potenziale produttivo di un singolo impianto	Da poche centinaia a molte migliaia di tonnellate al giorno. La capacità produttiva degli impianti moderni ha raggiunto le 5.000 t/giorno. Se il fabbisogno medio giornaliero pro-capite di un utente CMV non supera il limite di 2,3 kg, un impianto che produca 5.000 t di metanolo al giorno può soddisfare la domanda di almeno 2 milioni di utenti della catena CMV	1 tonnellata di CH ₃ OH ha un contenuto energetico (LHV) di 5,86 MWh (21,11 GJ) ed occupa, alla temperatura standard, un volume di 1,27 m ³ . Un impianto che produca 5.000 t di CH ₃ OH al giorno (circa 6.350 m ³), l'equivalente di 187 autocarri con carico netto di 34 t ciascuno, ogni giorno: <ul style="list-style-type: none"> • produce energia chimica (CH₃OH) per 29,3 GWh (105,48 TJ) e acqua per 2.810 t; • assorbe 943 t di H₂ e 6.867 t di CO₂; • assorbe energia elettrica per 27,06 TJ (7,65 GWh); • produce calore di reazione per circa 3,91 GWh (14,06 TJ).

Tabella A15: Condizioni operative dei moderni impianti industriali per la sintesi del CH₃OH da CO e H₂

²⁵ Valori relativi alle tecnologie più moderne

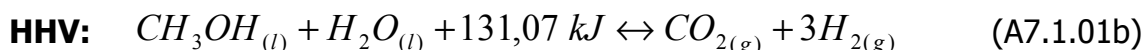
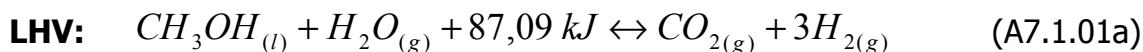
²⁶ La temperatura critica del metanolo è di 240 °C

²⁷ Valori ricavati da [42], pag. 156-193

A7 Reforming del metanolo (CH₃OH) con vapore d'acqua

A7.1 Guadagno teorico della reazione

La reazione globale di reforming del CH₃OH alle condizioni standard (25 °C e 1 atmosfera) ha la forma seguente:



La reazione è l'inversa della reazione di sintesi (A6.1.04).

Nella reazione, 1 mole di CH₃OH reagisce con una mole di H₂O per produrre 3 moli di H₂. Il guadagno energetico teorico associato alla reazione è il seguente:

		LHV	HHV	
CH ₃ OH _(l)	kJ/mol _{CH3OH}	638,37	726,33	A
H _{2(g)}	kJ/mol _{H2}	241,82	285,80	B
	kJ/mol _{CH3OH}	725,46	857,40	C
ΔH ⁰	kJ/mol _{CH3OH}	87,09	131,07	D=C-A
	%	13,64%	18,05%	E=D/A

In termini assoluti il guadagno teorico assicurato dalle reazioni (A7.1.01) ha lo stesso valore della perdita teorica associata alle reazioni di sintesi del CH₃OH (A6.1.04).

Dai dati termodinamici risulta:

Condizioni di temperatura e pressione	
25 °C, 1 atm	300 °C (573 K), 1 atm
ΔH _r ⁰ = 131,069 kJ/mol _{CH3OH}	ΔH _r ^{573 K} = 61,066 kJ/mol _{CH3OH}
ΔS _r ⁰ = 409,1 J/K·mol _{CH3OH}	ΔS _r ^{573 K} = 209,42 J/K·mol _{CH3OH}
ΔG _r ⁰ = 9,095 kJ/mol _{CH3OH}	ΔG _r ^{573 K} = -58,952 kJ/mol _{CH3OH}
K _r ⁰ = 0,02551	K ^{573 K} = 2,36·10 ⁵

A temperatura standard l'energia libera ΔG è positiva, ed il suo valore teorico è tale che l'equilibrio della reazione è spostato completamente a sinistra (K_r⁰ = 0,02551).

Se la temperatura dei reagenti supera la temperatura di ebollizione del CH₃OH (64,65 °C a 1 atmosfera) e, più ancora, la temperatura di ebollizione dell'H₂O (100 °C a 1 atmosfera), la componente entropica TΔS della reazione supera, in modulo, la componente entalpica ΔH, per cui l'energia libera della reazione (ΔG= ΔH-TΔS) diventa negativa.

I valori teorici che ΔG e K (costante di equilibrio della reazione) assumono all'aumentare della temperatura oltre i 100 °C sono i seguenti:

t	T	ΔG	K
°C	K	kJ/mol _{CH3OH}	
110	383	-19,72	488
150	423	-27,66	2.597
200	473	-37,85	15.063
250	523	-48,28	66.192
300	573	-58,95	2,36E+05

t	T	ΔG	K
°C	K	kJ/mol _{CH3OH}	
350	623	-69,83	7,14E+05
400	673	-80,92	1,90E+06
450	723	-92,19	4,56E+06
500	773	-103,65	1,01E+07

La reazione dà luogo ad aumento del numero delle moli, per cui una diminuzione della pressione esterna favorisce lo spostamento dell'equilibrio della reazione verso destra.

Dal punto di vista cinetico, con opportuni catalizzatori e a temperature comprese fra 250 °C e 350 °C,²⁸ la reazione A7.1.01 assicura la conversione completa dei reagenti.

A 300 °C la reazione è endotermica per un valore teorico di circa 61 kJ/mol_{CH₃OH}, pari a poco più di 20 kJ/mol_{H₂}.

Se una FC, a valle del reformer, utilizza come combustibile l'H₂ prodotto dalla reazione di reforming, essa dissiperà in calore almeno il 30% dell'LHV del combustibile entrante, cioè almeno 70 kJ/mol_{H₂} (210 kJ/mol_{CH₃OH}). Il calore dissipato dalla FC è ampiamente sufficiente per alimentare la reazione A7.1.01, purché la temperatura operativa della FC sia ragionevolmente superiore alla temperatura alla quale la reazione di reforming A7.1.01 ha la efficienza di conversione desiderata (250-350 °C). Questa ultima temperatura dipende dalla tecnologia adottata nella implementazione della FC.

A7.2 Ossidoriduzione dei prodotti della reazione di reforming

La reazione di reforming del CH₃OH, sommariamente descritta al paragrafo precedente, produce una miscela di CO₂ e H₂ in rapporto 1:3. Se questa miscela viene utilizzata per alimentare l'ingresso 1 (anodo) di una Fuel Cell (vedi figura A7), a contatto con la superficie catalizzante di cui è ricoperto l'anodo, gli atomi di H₂ vengono protonizzati. Gli ioni H⁺ migrano, attraverso un opportuno elettrolita, verso il catodo, mentre gli elettroni e⁻ liberati vengono convogliati dall'anodo al catodo tramite un circuito esterno. Sotto opportune condizioni, la CO₂ non prende parte alle reazioni elettrochimiche che avvengono all'anodo e viene espulsa all'uscita 1 (anodo).

L'ingresso 2 (catodo) è alimentato con O₂ puro (nel caso di FC statiche per la catena CEE) o con aria prelevata dall'atmosfera (nel caso di FC mobili per la catena CMV). Il catodo è rivestito con un catalizzatore che favorisce la reazione di combinazione di ioni H⁺ con gli elettroni e⁻ provenienti dall'anodo e con gli atomi di O₂. Per effetto di questa reazione si forma vapor acqueo che viene espulso all'uscita 2 (catodo).

Se I_A è la corrente di elettroni fra anodo e catodo e V_{CA} è la differenza di potenziale elettrico fra catodo e anodo, il prodotto P_e=V_{CA}·I_A è la frazione della potenza chimica P_C (flusso di H₂) entrante nella FC (all'anodo) che viene convertita in potenza elettrica, cioè:

$$P_e = \eta_{FC} \cdot P_c$$

Affinché siano possibili ed efficienti le reazioni di reforming del CH₃OH (nel reformer) e quella di conversione di H₂ in energia elettrica (nella FC), devono essere soddisfatte, fra le altre, le seguenti condizioni generali:

1. Il catalizzatore che riveste l'anodo deve tollerare la presenza di CO₂;
2. La temperatura operativa della FC non deve essere troppo elevata, per non favorire la formazione di CO;
3. La temperatura operativa della FC deve essere elevata abbastanza da permettere il riutilizzo del calore generato per alimentare la reazione (endotermica) di reforming del CH₃OH (250-350 °C).

²⁸ [42], pag. 188

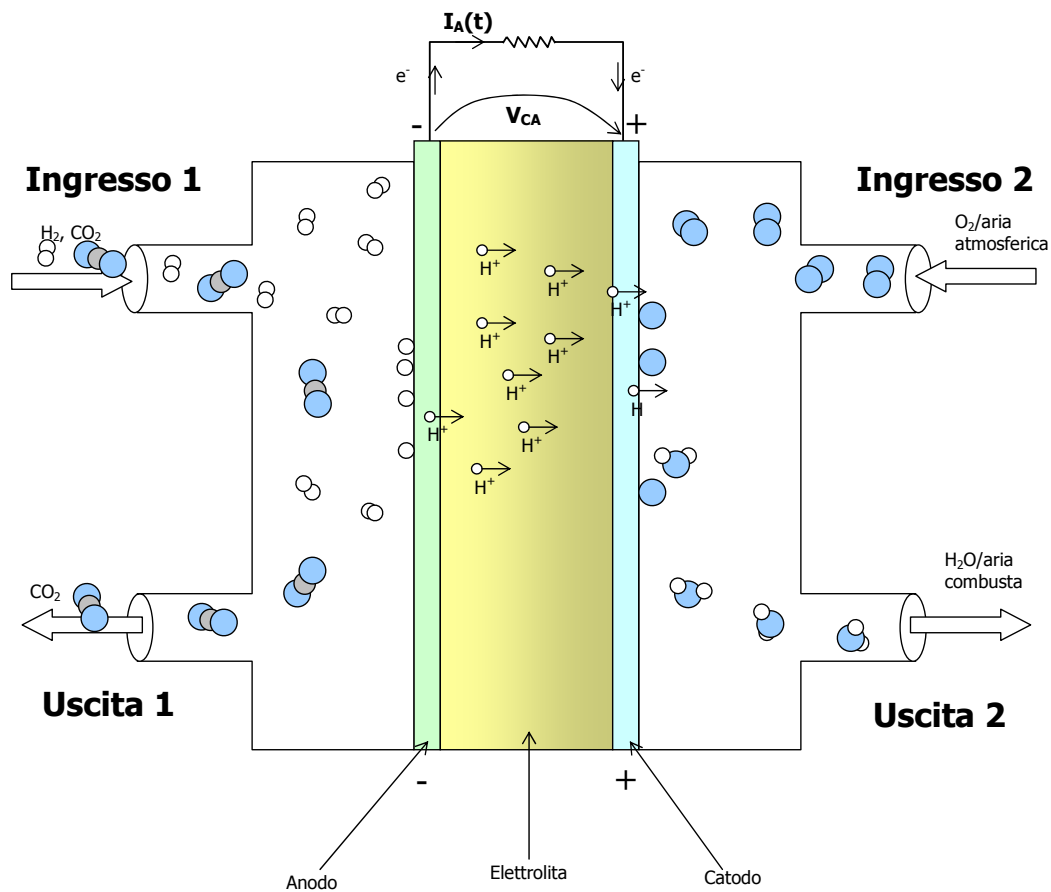
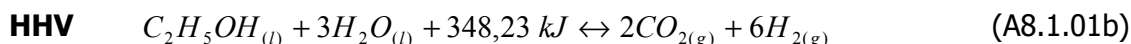
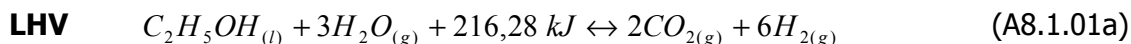


Figura A7: *Schema di principio di una FC a base H₂ per la mobilità veicolare, alimentata all'anodo con CO₂ e H₂, al catodo con aria atmosferica.*

A8 Reforming del C₂H₅OH con vapor d'acqua

A8.1 Guadagno teorico della reazione

La reazione globale di reforming del C₂H₅OH ha la forma seguente:



Nella reazione, 1 mole di C₂H₅OH reagisce con tre moli di H₂O per produrre 6 moli di H₂. Il guadagno energetico teorico associato alla reazione è il seguente:

		LHV	HHV	
C ₂ H ₅ OH _(l)	kJ/mol _{C₂H₅OH}	1.234,64	1.366,57	A
H _{2(g)}	kJ/mol _{H₂}	241,82	285,80	B
	kJ/mol _{C₂H₅OH}	1.450,92	1.714,80	C
Guadagno teorico				
	kJ	216,28	348,23	D=C-A
	%	17,52%	25,48%	E=D/A

Dai dati termodinamici risulta:

Condizioni di temperatura e pressione	
25 °C, 1 atm	400 °C (673 K), 1 atm
$\Delta H_r^0 = 348,23 \text{ kJ/mol}_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}$	$\Delta H_r^{673 \text{ K}} = 209,72 \text{ kJ/mol}_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}$
$\Delta S_r^0 = 841,18 \text{ J/K}\cdot\text{mol}_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}$	$\Delta S_r^{673 \text{ K}} = 422,74 \text{ J/K}\cdot\text{mol}_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}$
$\Delta G_r^0 = 97,43 \text{ kJ/mol}_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}$	$\Delta G_r^{673 \text{ K}} = -74,84 \text{ kJ/mol}_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}$
$K_r^0 = 8,54 \cdot 10^{-18}$	$K^{673 \text{ K}} = 6,42 \cdot 10^5$

A temperatura standard l'energia libera ΔG è positiva, ed il suo valore è tale che l'equilibrio della reazione è spostato completamente a sinistra ($K_r^0 = 8,54 \cdot 10^{-18}$).

Al crescere della temperatura la componente entropica $T\Delta S$ della reazione aumenta più rapidamente di quella entalpica ΔH , per cui l'energia libera della reazione ($\Delta G = \Delta H - T\Delta S$) diventa nulla attorno a 220 °C ed è negativa per temperature superiori a 220 °C.

I valori teorici che ΔG e K (costante di equilibrio della reazione) assumono all'aumentare della temperatura oltre i 200 °C sono i seguenti:

t	T	ΔG	K
°C	K	kJ/mol _{C₂H₅OH}	
200	473	9,66	8,580E-02
250	523	-10,93	1,230E+01
300	573	-31,89	8,067E+02
350	623	-53,21	2,883E+04
400	673	-74,84	6,416E+05

t	T	ΔG	K
°C	K	kJ/mol _{C₂H₅OH}	
450	723	-96,78	9,78E+06
500	773	-119,01	1,10E+08
550	823	-141,52	9,56E+08
600	873	-164,31	6,75E+09

Dal punto di vista cinetico, la reazione (A8.1.01) è realizzabile con ottime rese a temperature comprese fra 350 °C e 450 °C, con opportuni catalizzatori. La reazione dà luogo ad aumento del numero delle moli, per cui una diminuzione della pressione esterna favorisce lo spostamento dell'equilibrio della reazione verso destra.

A 400 °C la reazione (A8.1.01) è endotermica per circa 209,72 kJ/mol_{C₂H₅OH}, pari a poco meno di 35 kJ/mol_{H₂}.

Se una FC, a valle del reformer, utilizza come combustibile l'H₂ prodotto dalla reazione di reforming, essa dissiperà in calore almeno il 30% dell'LHV del combustibile entrante, cioè almeno 70 kJ/mol_{H₂} (420 kJ/mol_{C₂H₅OH}). Il calore dissipato dalla FC è sufficiente per alimentare la reazione A8.1.01, purché la temperatura operativa della FC sia ragionevolmente superiore alla temperatura alla quale ha luogo la reazione A8.1.01 (350-450 °C).

Affinché siano possibili ed efficienti le reazioni di reforming del C₂H₅OH (nel reformer) e quella di conversione di H₂ in energia elettrica (nella FC), devono essere soddisfatte, fra le altre, le seguenti condizioni generali:

1. Il catalizzatore che riveste l'anodo deve tollerare la presenza di CO₂;
2. La temperatura operativa della FC non deve essere troppo elevata, per non favorire la formazione di CO;
3. La temperatura operativa della FC deve essere elevata abbastanza da permettere il riutilizzo del calore generato per alimentare la reazione (endotermica) di reforming del CH₃OH (350-400 °C).

A9 Sintesi dell'ammoniaca (NH₃)

Nella chimica moderna la sintesi dell'ammoniaca è un processo industriale di eccezionale importanza, dal momento che questa è l'unica strada finora individuata per la fissazione artificiale dell'azoto necessario alla crescita dei vegetali. L'ammoniaca, pertanto, è la materia prima dell'intera catena dei fertilizzanti sintetici. Essa, inoltre, è la base per numerose altre catene della moderna chimica di sintesi (esplosivi, fibre artificiali, farmaceutica). Infine, trova largo impiego come fluido refrigerante. Il consumo mondiale annuo di ammoniaca è di circa 140 milioni di tonnellate.

Nei moderni impianti industriali l'ammoniaca viene prodotta per sintesi di:

- N₂ ricavato dalla distillazione frazionata dell'aria;
- H₂ ricavato mediante reforming del gas naturale con gas d'acqua.

Per produrre 1 tonnellata di NH₃ sono necessari circa 822 kg di N₂, 353 kg di CH₄ e 793 kg di gas d'acqua.

La reazione globale di sintesi dell'NH₃ alle condizioni standard (25 °C e 1 atmosfera) ha la forma seguente:



La reazione è complessivamente esotermica (46 kJ/mol_{NH₃} alle condizioni standard) per cui l'entalpia di combustione del combustibile prodotto (NH₃) è minore dell'entalpia di combustione del combustibile reagente (1,5 H₂).

		LHV	HHV	
H₂	kJ/mol _{H₂}	241,82	285,80	A
	kJ/mol _{NH₃}	362,73	428,70	B=1,5*A
NH₃	kJ/mol _{NH₃}	316,60	382,57	C
ΔH⁰	kJ/mol _{NH₃}	-46,13	-46,13	D=C-B
	%	-12,72%	-10,76%	E=D/B

Dal punto di vista termodinamico, al crescere della temperatura l'equilibrio della reazione tende a spostarsi a sinistra. A pressione atmosferica la variazione di energia libera ΔG associata alla reazione si annulla a circa 180 °C e diventa positiva per temperature superiori a 180 °C. Tuttavia per ragioni di cinetica chimica, cioè per ottenere una adeguata velocità della reazione, è necessario aumentare la temperatura dei reagenti molto al di sopra di questa temperatura (di solito attorno ai 400°C) e operare con pressioni elevate. Al crescere della pressione dei reagenti crescono le rese (ma anche il consumo energetico).

Più elevato è il tenore di NH₃ nei gas che escono dal reattore di sintesi, più elevata è la pressione parziale dell'NH₃ nei prodotti di sintesi, la qual cosa permette la sua separazione dai gas non convertiti, per raffreddamento e condensazione, con minor dispendio energetico (al crescere della pressione parziale dell'NH₃, infatti, cresce la temperatura alla quale l'NH₃ condensa). Dopo la separazione dell'NH₃, i gas non convertiti vengono aggiunti ai nuovi reagenti, riportati alla temperatura di reazione (mediante scambio di calore in controcorrente con i fluidi uscenti dal reattore) e reimmessi nel reattore.

I catalizzatori utilizzati sono a base di Fe e FeO (89-93%) addizionati con ossidi di metalli alcalini come Al₂O₃, K₂O, CaO (7-11%). Nei moderni impianti per la sintesi dell'NH₃ si opera a temperatura attorno a 400 °C e pressione di circa 200 atmosfere.

A 400 °C e pressione di 200 atmosfere la reazione è esotermica per circa 54 kJ/mol_{NH₃}. La temperatura di reazione viene controllata rimuovendo l'energia termica in eccesso con acqua. Il vapore d'acqua prodotto, a 400 °C e alta pressione (oltre 200 atmosfere), viene utilizzato per comprimere i reagenti con turbine.

Dal punto di vista industriale, la reazione di sintesi dell' NH_3 è meno critica di quella del CH_3OH , dal momento che, per estese condizioni di temperatura e pressione, la combinazione di N_2 e H_2 non può dare origine a prodotti indesiderati ma solo a NH_3 .

Come abbiamo visto nel capitolo 8, nello scenario SEIS NH_3 i reagenti vengono ricavati con due processi indipendenti, che danno origine a prodotti di grande purezza:

- l' N_2 viene ricavato dalla distillazione frazionata dell'aria liquida;
- l' H_2 viene prodotto, a bassa pressione e a bassa temperatura, dall'elettrolisi dell' H_2O .

Pertanto, sussistono le condizioni ottimali che consentono di:

- semplificare i processi produttivi (non sono necessari impianti per rimuovere le impurezze²⁹);
- aumentare la durata dell'efficienza dei catalizzatori;
- pilotare con precisione la composizione ottimale della miscela di reagenti;
- semplificare i processi di separazione dell' NH_3 dai gas reagenti.

Si può stimare l'incidenza del lavoro di compressione dei reagenti, sulla base delle seguenti considerazioni:

- Il lavoro di compressione per portare l' H_2 da 1 atmosfera a 200 atmosfere non è superiore a $31 \text{ kJ} / \text{mol}_{\text{H}_2}$, cioè $46,5 \text{ kJ} / \text{mol}_{\text{NH}_3}$ (lavoro corrispondente a compressione adiabatica).

Utilizzando compressori a più stadi si può approssimare meglio l'isoterma, riducendo notevolmente il lavoro di compressione. Inoltre, parte dell'energia meccanica necessaria alla compressione può essere ricavata utilizzando, in un ciclo termodinamico, il vapore ad alta pressione (300 atmosfere) prodotto dal fluido scambiatore che assorbe il calore di reazione all'interno del reattore. Ipotizzando una efficienza di conversione del calore del 25% (ad esempio in una turbina), il lavoro recuperabile è dell'ordine di $12,0 \text{ kJ} / \text{mol}_{\text{NH}_3}$. Il consumo netto di energia per la compressione dell' H_2 a 200 atmosfere sarebbe pertanto non superiore a $34,5 \text{ kJ} / \text{mol}_{\text{NH}_3}$.

- l' N_2 viene prelevato dal sottosistema di accumulo S_N , dove si trova allo stato liquido alla temperatura di circa $-200 \text{ }^\circ\text{C}$, in condizione di grande purezza. La quantità di N_2 richiesta per produrre la miscela dei reagenti nelle proporzioni ottimali può essere rigassificata a volume costante, per riscaldamento, fino alla pressione di reazione (200 atmosfere). Questa pressione può essere raggiunta attorno alla temperatura di $170 \text{ }^\circ\text{C}$. La compressione dell' N_2 a volume costante da $-200 \text{ }^\circ\text{C}$ alla temperatura ambiente può essere effettuata a spese di calore fornito da fluidi alla temperatura ambiente. Per l'intervallo dalla temperatura ambiente fino a $170 \text{ }^\circ\text{C}$ l' N_2 può assorbire calore dal vapore che lascia le turbine alimentate dal vapore prodotto dai circuiti di raffreddamento del reattore di sintesi (per circa $5 \text{ kJ} / \text{mol}_{\text{N}_2}$).

²⁹ Negli impianti di sintesi dell' NH_3 che utilizzando come materia prima il gas naturale, la rimozione della CO_2 dal gas di sintesi è un processo oneroso.

A10 Conversione di RUI e biomasse in energia elettrica

Il blocco 10 dei sottosegmenti S2B (figura 71) e S2R (fig. 76) ha la funzione di convertire energia chimica (RUI e scarti di biomasse) in energia elettrica (frazioni EED2B e EED2R).

La conversione è effettuata sfruttando opportune reazioni chimiche, genericamente denominate "combustioni".

La realizzazione industriale delle reazioni chimiche di combustione è resa possibile da impianti specificamente progettati per il trattamento degli specifici combustibili: bruciatori/termovalorizzatori (per produrre EE con cicli termodinamici) o FC (per produrre EE con processi elettrochimici).

Nel seguito con il termine "B10" e "combustibili B10" faremo riferimento rispettivamente al blocco B10 dei sottosegmenti S2B (figura 71) e S2R (fig. 76) ed ai combustibili che ne costituiscono l'input.

Come accennato nel capitolo 8 (paragrafo 8.3.2.1.2.2), l'architettura interna del blocco B10 può assumere configurazioni diversissime, dal momento che l'organizzazione che si può dare alle filiere industriali per la produzione di combustibili B10 può variare entro margini molto estesi.

Modellizzare una architettura interna del blocco B10 di validità generale, pertanto, è impresa vana. E' possibile, tuttavia, individuare criteri che permettano di modellizzare una specifica architettura del blocco B10, pur mantenendo un certo grado di generalità e un accettabile livello di approssimazione alla realtà, se si tengono presenti le seguenti considerazioni:

1. Le combustioni che avvengono nel blocco B10 sono reazioni di ossidoriduzione di composti nei quali sono presenti quasi esclusivamente C, O₂ e H₂. I combustibili B10, che costituiscono l'input del blocco B10, possono essere direttamente i RUI e gli scarti di biomasse (quindi combustibili solidi) oppure prodotti (liquidi o gassosi) ricavati dai RUI e dagli scarti di biomasse con processi opportuni (pirolisi, gassificazione). Come è ovvio, alimentare gli impianti di combustione con combustibili solidi presenta difficoltà assai maggiori che alimentarli con combustibili liquidi o gassosi, soprattutto per la corretta regolazione della miscelazione con il comburente (ossigeno) e per la separazione dei prodotti di combustione.
2. Gli atomi di C e H₂ contenuti nei combustibili B10 hanno grande affinità per l'O₂, per cui possono dar luogo, in opportune condizioni, a reazioni di combustione. Se l'ossigeno è presente in proporzione adeguata, superiore alle quantità stechiometriche, l'effetto della combustione dei combustibili B10 è l'ossidazione completa degli atomi di C e H₂ presenti nelle molecole dei combustibili stessi.
3. L'ossidazione completa di una mole di atomi liberi di C (12,011 g) produce una mole di CO₂ (44,01 g) e la liberazione teorica di energia termica pari all'entalpia di combustione del C ($LHV_C = \Delta H_C = 393,5 \text{ kJ/mol}_C$).
L'ossidazione completa di una mole di atomi liberi di H₂ (2,016 g) produce una mole di H₂O (18,015 g) e la liberazione teorica di energia termica pari all'entalpia di combustione dell'H₂ ($LHV_{H_2} = \Delta H_{H_2} = 241,82 \text{ kJ/mol}_{H_2}$).
4. Mediante pirolisi o gassificazione di RUI e/o scarti di biomasse si possono produrre miscele gassose composte principalmente di H₂ e CO. Il valore delle frazioni massiche di H₂ e CO che compongono tali miscele dipende dal contenuto di H₂, O₂ e C dei RUI/scarti di biomasse. La combustione delle miscele gassose prodotte per pirolisi o gassificazione, in ambiente di ossigeno in proporzione adeguata, dà luogo alla ossidazione:
 - a. dell'H₂, con liberazione teorica di energia termica pari all'entalpia di combustione dell'H₂ $LHV_{H_2} = 241,82 \text{ kJ/mol}_{H_2}$;
 - b. del CO, con liberazione teorica di energia termica pari all'entalpia di combustione del CO $LHV_{CO} = 283,00 \text{ kJ/mol}_{CO}$.
5. Gli scarti di biomasse contengono C per una frazione massica variabile attorno al 45%, O₂ per una frazione massica variabile fra il 40% e il 45%, H₂ per una frazione massica variabile fra il 5% e il 6%. Questa composizione è la conseguenza dei meccanismi di produzione delle biomasse (fotosintesi clorofilliana e polimerizzazione del glucosio).

6. Come è ovvio, i RUI possono contenere frazioni di C, H₂ e O₂ assai variabili.
7. Noto il tenore di C dei combustibili B10, il flusso di CO₂ generato all'uscita del blocco BCB è immediatamente ricavabile, dal momento che, se π_C^{B10e} è la portata di C (in moli al secondo) che alimenta l'ingresso del blocco B10 e $\pi_{CO_2}^{B10u}$ è la portata di CO₂ (in moli al secondo) che il blocco B10 produce, vale la relazione:

$$\pi_{CO_2}^{B10u} = \pi_C^{B10e}$$

A10.1 Ossidazione di combustibili contenenti esclusivamente atomi di C e H₂ (idrocarburi)

Le molecole degli idrocarburi contengono soltanto atomi di C e atomi di H₂. Una molecola di idrocarburo conterrà n_C atomi di carbonio, n_{H_2} atomi di H₂, $(n_{O_2})_i = 0$ atomi di O₂.

Gli atomi di C che compongono la molecola possono formare un solo tipo di legame carbonio/idrogeno (C-H) e vari tipi di legame carbonio/carbonio (C-C, C=C, C≡C).

Il legame C-H ha energia di legame minore di qualsiasi legame carbonio/carbonio.

Una molecola di idrocarburo che contenga un solo atomo di C (CH₄) può legare a sé quattro atomi di H₂. Molecole composte da più atomi di C implicano necessariamente la presenza di legami carbonio/carbonio, per cui nessun atomo della molecola potrà legare più di tre atomi di H₂ (all'estremo di una catena del carbonio) e, mano a mano che la catena del carbonio si allunga, tenderà a crescere il numero degli atomi che legano meno di tre atomi di H₂.

L'insieme dei legami chimici intermolecolari definisce l'entità dell'energia necessaria a liberare gli atomi di C e H₂ (energia di attivazione).

Ne consegue che l'energia specifica (in kJ/mol_C) ottenibile per combustione di una quantità di idrocarburo che contenga una definita quantità di C non può superare quella prodotta per combustione di una identica quantità di C contenuto in molecole di CH₄ (803,30 kJ/mol_C). Nella molecola del CH₄, infatti, il rapporto n_{H_2} / n_C assume il valore massimo possibile (l'atomo di C lega a sé 4 atomi di H₂) cosicché la combustione della molecola del CH₄ comporta l'ossidazione, oltre che dell'atomo di C, anche di 4 atomi di H₂, cioè 4 atomi di H₂ per ogni atomo di C presente nella molecola.

Se consideriamo, ad esempio, gli alcani (idrocarburi saturi, cioè caratterizzati da molecole con legami semplici carbonio/carbonio e legami C-H), è facile calcolare l'andamento del rapporto n_{H_2} / n_C al crescere del numero di atomi C:

- 3 legami C-H per l'atomo di C nel C₂H₆,
- 2,5 legami C-H per atomo di C nel C₄H₁₀,
- 2,4 legami C-H per atomo di C nel C₅H₁₂, ecc.

Ne consegue, anche, che l'energia specifica (per atomo di C) liberabile nella ossidazione completa diminuisce al crescere del numero di atomi di C contenuti nella molecola (allungamento progressivo della catena di legami C-C, con o senza chiusura ad anello della catena del carbonio):

- 802,3 kJ/mol_C nel CH₄,
- 713,87 kJ/mol_C nel C₂H₆,
- 664,23 kJ/mol_C nel C₄H₁₀,
- 649,03 kJ/mol_C nel C₅H₁₂, ecc.

Nei composti nei quali siano presenti, oltre che legami C-H e C-C, anche legami multipli fra gli atomi di carbonio (C=C, C≡C) il numero medio di legami C-H possibili per atomo di C contenuto nella molecola diminuisce ulteriormente. Ne consegue che, a parità di atomi di C presenti nella molecola, i composti con legami multipli carbonio/carbonio (idrocarburi insaturi, come gli alcheni e gli alchini), possono contenere un numero di legami C-H minore (rispetto ai composti con molecola contenente lo stesso numero di atomi di C ma con legami singoli carbonio-carbonio), per cui l'ossidazione completa degli atomi di C e H₂ contenuti nella molecola di questi composti libera una energia specifica minore, perché è minore il numero medio di atomi di H₂ per atomo di C che la molecola rende disponibile per l'ossidazione.

Nel caso degli idrocarburi, l'O₂ necessario alla ossidazione completa degli atomi di C e di H₂ deve provenire dall'esterno (le molecole degli idrocarburi non contengono O₂). Pertanto, per ciascuna molecola di idrocarburo l'ossidazione completa degli atomi di C e di H₂:

1. assorbe dall'esterno³⁰ un numero di atomi di O₂ pari a $(n_{O_2})_e = 2 \cdot n_C + \frac{1}{2} n_{H_2}$;
2. produce un numero di molecole di CO₂ pari a $n_{CO_2} = n_C$;
3. produce un numero di molecole di H₂O pari a $n_{H_2O} = \frac{1}{2} n_{H_2}$.

A10.2 Ossidazione di alcoli

Le molecole degli alcoli si possono considerare molecole di idrocarburi nelle quali un atomo di H₂ è stato sostituito da un gruppo ossidrilico (OH). In una molecola di alcol, pertanto, è presente almeno un atomo di O₂ (nei polialcoli sono presenti più gruppi ossidrilici e dunque più atomi di O₂). A causa della presenza di uno o più atomi di O₂, l'ossidazione completa di una molecola di un alcol libera una energia specifica (per mole di C) inferiore a quella prodotta dal corrispondente idrocarburo. Nella tabella A16 sono confrontati i valori di energia liberata (per mole di C) dalla combustione di alcoli e dai corrispondenti alcani.

Composti	Denominazione	n _C	n _{H2}	n _{O2}	Energia liberata dalla ossidazione completa		Prodotti di combustione		Fabbisogno di O ₂ esterno
					kJ/mol	kJ/mol _C	mol _{CO2} /mol _C	mol _{H2O} /mol _C	mol _{O2} /mol _C
CH ₃ OH	Metanolo	1	4	1	-638,37	-638,37	1	2	1,50
CH ₄	Metano	1	4	0	-802,3	-802,30	1	2	2,00
C ₂ H ₅ OH	Etanolo	2	6	1	-1.234,64	-617,32	1	1,5	1,50
C ₂ H ₆	Etano	2	6	0	-1.427,74	-713,87	1	1,5	1,75
C ₃ H ₇ OH	Propanolo	3	8	1	-1.843,63	-614,54	1	1,33	1,50
C ₃ H ₈	Propano	3	8	0	-2.043,93	-681,31	1	1,33	1,67
C ₄ H ₉ OH	Butanolo	4	10	1	-2.455,84	-613,96	1	1,25	1,50
C ₄ H ₁₀	Butano	4	10	0	-2.656,93	-664,23	1	1,25	1,63
C ₅ H ₁₁ OH	Pentanolo	5	12	1	-3061,145	-612,23	1	1,20	1,50
C ₅ H ₁₂	Pentano	5	12	0	-3245,161	-649,03	1	1,20	1,60

Tabella A16: *Confronto fra l'energia liberata dalla combustione di alcoli e quella liberata dalla combustione dei corrispondenti idrocarburi*

³⁰ L'indice "e" (come nella relazione $(n_{O_2})_e$) è utilizzato per distinguere gli atomi di ossigeno che provengono dall'esterno. Analogamente, si contrassegneranno con l'indice "i" gli atomi di ossigeno contenuti nelle molecole dei combustibili

L'ossidazione completa di una molecola di alcol che contenga n_C atomi di C, n_{H_2} atomi di H₂ e $(n_{O_2})_i$ atomi di O₂, richiede che sia fornito dall'esterno un numero di atomi di O₂ pari a:

$$(n_{O_2})_e = \left(2 \cdot n_C + \frac{1}{2} n_{H_2} \right) - (n_{O_2})_i$$

Il fabbisogno specifico di O₂ esterno (mol_{O2}/mol_C) per l'ossidazione completa di molecole di alcoli contenenti un definito numero di atomi di O₂ è costante. Nel caso di molecole di alcoli contenenti un solo atomo di O₂ (alcoli primari), il fabbisogno specifico di O₂ esterno è di 1,5 mol_{O2}/mol_C. Non diversamente dal corrispondente idrocarburo, l'ossidazione completa degli atomi di C e H₂ contenuti in una molecola di alcol produce:

1. molecole di CO₂ in numero identico al numero di atomi di C contenuti nella molecola dell'alcol ($n_{CO_2} = n_C$);
2. molecole di H₂O in numero identico alla metà del numero di atomi di H₂ contenuti nella molecola dell'alcol ($n_{H_2O} = \frac{1}{2} n_{H_2}$).

A11 CO₂ come sottoprodotto di processi esterni al SEIS CH₃OH

A11.1 CO₂ come sottoprodotto della produzione di cemento

La produzione del cemento è un processo che inizia con la decarbonatazione del carbonato di calcio (CaCO₃), per arrostitimento del minerale carbonatico grezzo. La reazione è la seguente:



La reazione è endotermica per $178,77 \text{ kJ} / \text{mol}_{CaCO_3}$. La variazione di energia libera si azzerava attorno ai 1.000 °C e diventa negativa al di sopra di questa temperatura, per cui la reazione è termodinamicamente favorita per temperature superiori a 1.000° C.

La reazione (A10.1) produce 1 mole di CO₂ ($m_{CO_2} = 44,01 \text{ g} / \text{mol}$) per ogni mole di CaO ($m_{CaO} = 56,077 \text{ g} / \text{mol}$).

Il rapporto che lega fra loro le masse di CO₂ e di CaO prodotte dalla reazione (A10.1) è:

$$R_1 = \frac{m_{CO_2}}{m_{CaO}} = 0,785.$$

L'ossido di calcio CaO è un componente del cemento Portland, nel quale è presente per almeno il 60% della massa³¹.

Il rapporto che lega fra loro le masse di CO₂ e quella del prodotto finale (cemento) è almeno:

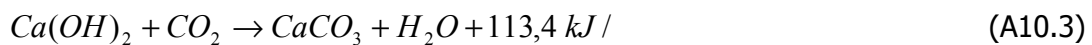
$$R_2 = R_1 \cdot 0,6 = 0,471.$$

Quando il cemento viene impastato con H₂O per produrre le malte cementizie, il CaO che vi è contenuto reagisce con l'H₂O, dando origine a Ca(OH)₂ (idrossido di Ca), secondo la reazione seguente:



La reazione è esotermica e avviene spontaneamente a notevole velocità, con liberazione di calore.

L'indurimento delle malte cementizie è un processo lento e complesso. Esso avviene, fra l'altro, per effetto del lento assorbimento di CO₂ dall'atmosfera da parte del Ca(OH)₂, secondo la reazione:



La reazione è esotermica e avviene spontaneamente, a bassa velocità, con liberazione di calore.

Le due reazioni (A10.2) e (A10.3) sono, nel loro complesso, la reazione inversa della (A10.1).

Il processo di indurimento delle malte cementizie, pertanto, è un mezzo per sottrarre CO₂ dall'atmosfera. In conseguenza delle reazioni coinvolte, la massa di CO₂ che viene liberata nell'atmosfera, al momento dell'arrostitimento del minerale carbonatico (reazione A10.1), coincide con la massa di CO₂ atmosferica che viene assorbita dal processo di indurimento delle malte. Ne consegue che la CO₂ prodotta dalla reazione (A10.1) è, a tutti gli effetti, CO₂-ZE (perché la sua immissione nell'atmosfera è perfettamente compensata dalla sottrazione di una pari quantità di CO₂ atmosferica per effetto dell'indurimento delle malte cementizie prodotte con il CaO).

³¹ [26], pag. 696

La produzione mondiale annua di cemento³² è stimata in $1,7 \cdot 10^9$ t (1.700 Tg³³).

La corrispondente CO₂-ZE, liberata nella reazione (A10.1), è pari a:

$$M_{CO_2} = (1.700 \cdot R_2) Tg = (1.700 \cdot 0,471) Tg = 800 \cdot Tg .$$

In conclusione, a livello mondiale la produzione di cemento libera una massa di CO₂-ZE di circa **800 Tg all'anno**. Per effetto della sua concentrazione (vedi relazione A10.1), questa massa di CO₂-ZE è catturabile con un consumo energetico limitato (vedi [44]).

A11.2 CO₂ come sottoprodotto della geotermia

I più comuni sistemi di produzione di energia elettrica da geotermia fanno uso di acqua ad alta pressione e temperatura fra 150 °C e 300 °C. Portata in superficie, l'acqua depressurizza ed entra in ebollizione in modo esplosivo, producendo grandi quantità di vapore ad alta pressione con il quale vengono alimentate opportune turbine per la produzione di energia elettrica. Meno frequentemente, il fluido geotermico utilizzato nelle turbine è il cosiddetto vapore secco (dry steam), cioè vapor d'acqua ad alta pressione e temperatura (oltre 220 °C), emergente come tale da serbatoi sotterranei (l'esempio più famoso è quello di Larderello).

L'acqua che svolge il ruolo di fluido geotermico in questi sistemi, quando è allo stato liquido nelle profondità della crosta terrestre, trasporta in soluzione CO₂. Al momento dell'evaporazione, la CO₂ disciolta viene rilasciata nell'atmosfera. L'evaporazione può avvenire all'interno della crosta terrestre, come negli impianti "dry steam" (e, in tal caso, insieme al gas d'acqua emergerà dalla crosta terrestre anche una frazione di CO₂ allo stato gassoso) o negli impianti geotermici in superficie, come avviene negli impianti ad acqua surriscaldata.

Si stima che, in media, per ogni kWh_E prodotto da fonti geotermiche vengano immessi nell'atmosfera 400 g di CO₂.

Nel 2000 nel mondo la potenza installata per produrre energia elettrica da geotermia era di 8.300 MW. La produzione di energia elettrica da geotermia nel 2002 era di circa 48 TWh. Dunque, si può stimare che, per effetto della produzione mondiale di energia elettrica da geotermia, venga immessa annualmente nell'atmosfera CO₂ per circa **19,2 Tg**.

La CO₂ rilasciata dai fluidi geotermici è CO₂-ZE, perché essa proviene dall'atmosfera (le acque meteoriche che scorrono in superficie la assorbono dall'atmosfera prima di andare ad alimentare le sorgenti geotermiche profonde). In considerazione della sua limitata concentrazione nei fluidi geotermici, la sua cattura implicherebbe comunque un non trascurabile dispendio energetico.

A11.3 CO₂ come sottoprodotto della produzione di Al

L'alluminio viene prodotto per elettrolisi di una miscela fusa di Al₂O₃ e criolite (3NaF·AlF₃). L'elettrolisi della miscela è la somma di varie reazioni elettrochimiche. La reazione complessiva ha la forma seguente³⁴:



Ogni 4 moli di Al ($m_{Al} = 26,98$ g / mol) vengono prodotte 3 moli di CO₂ ($m_{CO_2} = 44,01$ g / mol).

³² [43]

³³ Tg=Teragrammi (milioni di tonnellate)

³⁴ [40], pag. 53

Il rapporto di massa che lega fra loro le masse di CO₂ e di Al prodotte dalla reazione (A10.4) è:

$$\frac{M_{CO_2}}{M_{Al}} = \frac{3 \cdot m_{CO_2}}{4 \cdot m_{Al}} = 1,22$$

La produzione mondiale annua di Al è $M_{Al} = 25 \text{ Tg}$ ³⁵. La quantità di CO₂ prodotta annualmente come sottoprodotto della produzione di Al sarebbe dunque:

$$M_{CO_2} = \frac{M_{CO_2}}{M_{Al}} \cdot M_{Al} = 1,22 \cdot M_{Al} = 30,5 \text{ Tg}$$

Per effetto della sua concentrazione (vedi relazione A10.4), questa massa di CO₂ è catturabile con un consumo energetico limitato (vedi [44]).

A11.4 CO₂ come sottoprodotto della riduzione di ossidi di Fe

Nella produzione della ghisa (precursore di tutti gli acciai) il minerale utilizzato è un miscuglio di ossidi di Fe e di carbonio (carbone coke). La reazione che ha luogo alle alte temperature nell'altoforno è una riduzione degli ossidi di Fe per ossidazione del C contenuto nel coke (prima a CO, poi a CO₂). La reazione complessiva ha la forma seguente³⁶:



Ogni 6 moli di ghisa prodotta ($m_{Fe} = 55,845 \text{ g/mol}$) vengono prodotte 9 moli di CO₂ ($m_{CO_2} = 44,01 \text{ g/mol}$).

Il rapporto di massa che lega fra loro le masse di CO₂ e di Fe prodotte dalla reazione (A10.5) è:

$$\frac{M_{CO_2}}{M_{Fe}} = \frac{9 \cdot m_{CO_2}}{6 \cdot m_{Fe}} = 1,18.$$

La produzione mondiale annua di ghisa è $M_{Fe} = 600 \text{ Tg}$ ³⁷. La CO₂ prodotta annualmente come sottoprodotto della produzione di ghisa è:

$$M_{CO_2} = \frac{M_{CO_2}}{M_{Fe}} \cdot M_{Fe} = 1,18 \cdot M_{Fe} \approx 1,18 \cdot M_{ghisa} = 708 \text{ Tg}$$

Per effetto della sua concentrazione (vedi relazione A10.5), questa massa di CO₂ è catturabile con un consumo energetico limitato (vedi [44]).

³⁵ [43]

³⁶ [26], pag. 911

³⁷ [43]

A11.5 CO₂ come sottoprodotto di lavorazioni agro-industriali

I vegetali contengono una grande varietà di polisaccaridi (cellulosa, emicellulosa, amido), disaccaridi (saccarosio, ecc.) e monosaccaridi (glucosio, fruttosio, ecc.).

In generale glucosio e fruttosio (esosi) si trovano soprattutto nei frutti, gli amidi nei tuberi e nei semi di alcuni generi vegetali (amidacee), il saccarosio soprattutto negli steli vegetali, i polisaccaridi soprattutto nei fusti vegetali.

Nei legni teneri (es. pioppo) la cellulosa è presente in proporzione di circa il 60% della massa totale, la lignina per circa il 25%, nelle conifere la lignina raggiunge il 30-32%, nei legni duri può raggiungere il 50%. La lignina è un polimero di derivati dell'alcol cinnamico. La sua distillazione secca dà origine a notevoli quantità di alcol metilico e acido acetico.

La produzione mondiale di saccarosio (disaccaride formato dalla condensazione di una molecola di glucosio e una di fruttosio) è di 140 milioni di t all'anno³⁸. Il saccarosio è ricavato per due terzi dalla canna da zucchero e per un terzo dalle barbabietole.

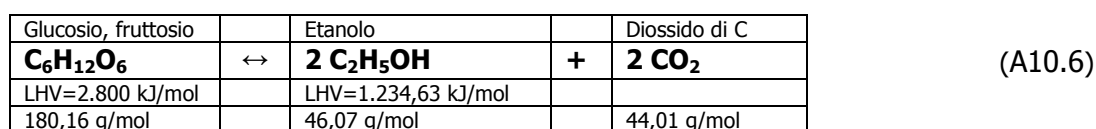
Il glucosio si può ricavare direttamente (per soluzione in acqua dei disaccaridi contenuti in alcuni generi vegetali (canna da zucchero, barbabietola, uva, fichi, ecc.), oppure indirettamente, per idrolisi di polisaccaridi (cellulosa, emicellulosa, ecc.).

La **saccarificazione del legno**³⁹ è un processo di idrolisi di polisaccaridi contenuti nei vegetali (cellulosa, amido) che scinde le catene polimeriche e ne ricava gli zuccheri suscettibili di fermentazione alcolica.

A11.5.1 CO₂ come sottoprodotto della fermentazione alcolica di saccaridi

La CO₂ è un sottoprodotto della fermentazione alcolica di mono- e disaccaridi ricavati da colture amidacee/zuccherine. La fermentazione alcolica è utilizzata per produrre vino, birra e altre bevande alcoliche. Se i saccaridi che vengono convertiti provengono dalla sintesi clorofilliana della fitosfera (che utilizza C ricavato da CO₂ prelevata dall'atmosfera), la CO₂ ricavata dalla fermentazione alcolica e, successivamente, dalla ossidazione completa dell'etanolo prodotto dalla fermentazione, è CO₂-ZE.

La reazione di fermentazione dei monosaccaridi glucosio e fruttosio a etanolo è catalizzata dal complesso di enzimi *zimas* ed ha la forma seguente:



Per ogni mole di etanolo prodotta (46,07 g/mol), viene liberata una mole di CO₂ (44,01 g/mol). Il rapporto di massa fra i prodotti dalla reazione (CO₂ e etanolo) vale:

$$\frac{M_{CO_2}}{M_{C_2H_5OH}} = \frac{m_{CO_2}}{m_{C_2H_5OH}} = \frac{44,01}{46,07} = 0,955$$

La produzione mondiale annua di birra è di circa 130 Tg⁴⁰. Ipotizzando un contenuto alcolico medio del 6%, si può stimare un contenuto di etanolo nell'ordine di 7,8 Tg, al quale corrisponde la liberazione di circa 7,4 Tg CO₂ durante la fermentazione alcolica.

La produzione mondiale annua di vino è di circa 26 Tg⁴¹. Ipotizzando un contenuto alcolico medio del 12%, si può stimare un contenuto di etanolo nell'ordine di 3,12 Tg, al quale corrisponde la liberazione di circa 3 Tg di CO₂ durante la fermentazione alcolica.

³⁸ [43]

³⁹ [40], pag. 721 (saccarificazione)

⁴⁰ [43]

In conclusione, si può stimare che, a livello mondiale, vengano annualmente rilasciate nell'atmosfera, come sottoprodotto della produzione di vino e birra, circa **10,4 Tg di CO₂-ZE**.

Una parte di questa massa di CO₂-ZE (quanto meno quella prodotta in impianti industriali di grande scala) è catturabile con un consumo energetico limitato.

A11.5.2 Altri processi organici esterni al SEIS che producono CO₂

Oltre ai processi di fermentazione alcolica, producono CO₂-ZE⁴² anche i seguenti processi organici esterni al SEIS:

Reazione	Note	
Fermentazione butirrica o acetonbutirrica	Prodotti di partenza	Amido di cereali e patate, melassa di canna, mosti di saccarificazione del legno arricchiti di principi nutritivi
	Batteri coinvolti	Batteri del genere Clostridium (C. butylicum e C. acetobutylicum)
	Prodotti della reazione	alcoli (etilico e butilico), chetoni (acetone), acidi grassi (butirrico o butanoico), acidi carbossilici (acetico o etanoico, formico o metanoico), gas (H ₂ e CO ₂)
Fermentazione lattica	Prodotti di partenza	Melasse, siero del latte, sciroppo di mais
	Batteri coinvolti	Batteri lattici (Streptococcus, Pediococcus, Lactobacillus)
	Prodotti della reazione	L'intermedio è l'acido piruvico (CH ₃ COCOOH), che viene derivato dai materiali di partenza attraverso una complessa serie di reazioni enzimatiche analoghe a quelle della fermentazione alcolica. L'acido piruvico viene poi ridotto dai batteri a acido lattico (CH ₃ CH(OH)COOH). L'acido piruvico può essere ridotto anche ad aldeide acetica e CO ₂ con enzimi decarbossilasi ⁴³ (enzimi che appartengono alla classe delle liasi carbonio-carbonio perché catalizzano la rottura dei legami carbonio-carbonio).
Fermentazione propionica	Prodotti di partenza	Esosi, pentosi, acido lattico, glicerolo, ecc.
	Batteri coinvolti	Propionibacterium
	Prodotti della reazione	Acido propionico (CH ₃ CH ₂ COOH), acido acetico, acido succinico, CO ₂
Lievitazione del pane	La lievitazione del pane produce CO ₂ che determina il rigonfiamento dell'impasto. Una parte della CO ₂ viene rilasciata nell'atmosfera durante la lievitazione, il resto viene rilasciato durante la cottura del pane	
Demolizione di molecole organiche	Avviene naturalmente in discariche, concimaie, digestori di biomasse, ecc.	

Tabella A17: *Processi organici esterni al SEIS che producono CO₂ (in aggiunta ai processi di fermentazione alcolica)*

⁴¹ [43]

⁴² [40], pag. 342-3

⁴³ [40], pag. 479, liasi

A11.6 Riepilogo dei principali processi esterni al SEIS che liberano CO₂

Processi esterni al SEIS	A	B	C=A*B	D=C*m _D /m _C	E=D*LHV _{CH₃OH}	F=η*E	
	Produzione mondiale	Rapporto m _C /m _A	Massa di CO ₂ liberata (stima)	Massa di CH ₃ OH sintetizzabile	Energia lorda equivalente	Energia netta alla ruota (catena CMV)	
	Tg		Tg	Tg	TWh	TWh	
P1	Produzione di cemento	1.700	0,471	801	582	3.218	1.647
P2	Riduzione di ossidi di Fe	600	1,18	708	515	2.848	1.458
P3	Produzione di Alluminio	25	1,22	31	22	122	62
P4	Produzione di etanolo per fermentazione alcolica	10,92	0,955	10	7	39	19
P5	Geotermia			19	13	72	36
Totale			1.569	1.139	6.299	3.222	

	C	G=C/abitanti
	CO ₂ liberata (stima)	CO ₂ pro-capite
	Tg	kg
Processi P1, P4 e P5 (CO ₂ che non altera gli equilibri atmosferici)	830	136
Processi P2 e P3 (CO ₂ che altera gli equilibri atmosferici)	739	121
Totale	1.569	257

Tabella A18: Stima delle masse totali di CO₂ liberate dai processi esterni al SEIS

Nella tabella A18 sono riepilogati i valori calcolati nei paragrafi precedenti.

Nella colonna A sono riportati i valori stimati della produzione mondiale delle principali materie la cui produzione provoca liberazione di CO₂.

Nella colonna B sono indicati i coefficienti che consentono di ricavare la massa di CO₂ liberata per effetto dei processi elencati in colonna A.

Nella colonna C sono riportate le masse di CO₂ liberate dai processi elencati in colonna A. Una quota di queste masse è liberata da processi che non hanno effetto sulla concentrazione della CO₂ atmosferica (P1, P4 e P5), un'altra quota è liberata da processi che hanno effetto su tale concentrazione (processi P2 e P3).

Nella colonna D sono calcolate le masse di CH₃OH sintetizzabili con la CO₂ prodotta dai processi elencati nella colonna A.

Nella colonna E sono calcolati i valori di energia lorda corrispondenti alle masse di CH₃OH della colonna D.

Nella colonna F sono calcolati i valori di energia meccanica netta alla ruota ricavabili nella catena CMV del SEIS CH₃OH utilizzando le masse di CH₃OH della colonna D. Per l'efficienza complessiva di conversione si adottano i valori della Parte II (tabella 41):

$$\eta = \eta_{DC} \cdot \eta_{RM} \cdot \eta_{ME} \cdot \eta_{EM} = 0,512$$

A12 Autoproduzione e risparmio energetico nell'area dell'utenza

L'uso di opportune tecnologie nell'area dell'utenza permette di ridurre la domanda di energia che il SEIS deve soddisfare. Questo effetto di "sterilizzazione della domanda" si può ottenere agendo su due piani indipendenti:

1. autoproduzione di energia;
2. risparmio di energia.

A12.1 Autoproduzione di energia nell'area dell'utenza

Un insieme di tecnologie, in gran parte già disponibili, permette una efficiente autoproduzione di energia da FER **nell'area dell'utenza**. Le più importanti sono le seguenti:

1. **Solare termico.** Questa tecnologia permette l'autoproduzione di energia termica (soprattutto per produrre acqua calda per usi sanitari) con la conseguenza di ridurre, corrispettivamente, la domanda di energia termica che il SEIS dovrebbe soddisfare con energia elettrica⁴⁴.
2. **Solare fotovoltaico** su tetti e facciate. Questa tecnologia permette l'installazione di impianti solari sui tetti e sulle facciate delle abitazioni, delle industrie, degli edifici pubblici ecc., per l'autoproduzione di energia elettrica (in regime intermittente), da utilizzare localmente o da cedere, in tempo reale, al SEIS, attraverso la rete di distribuzione elettrica (secondo le specifiche normative nazionali).
Questo tipo di autoproduzione è intrinsecamente in fase con i picchi di assorbimento di energia elettrica tipici dei paesi industrializzati (che cadono nella parte centrale della finestra diurna), per cui ha l'effetto di ridurre il valore della domanda di picco. Ciò consente, almeno in linea di principio, di dimensionare il SEIS per fronteggiare una domanda di picco meno pronunciata.
3. **Micro- e mini-idroelettrico.** Questa tecnologia permette l'installazione di piccoli impianti idroelettrici in grado di produrre energia elettrica per l'autoconsumo. L'eventuale esubero può essere ceduto al SEIS attraverso la rete di distribuzione elettrica (secondo modalità stabilite dalle specifiche normative nazionali). Questo tipo di autoproduzione ha l'effetto di ridurre la domanda di EE che il SEIS deve soddisfare.

In conclusione, queste tecnologie, pur trovando impiego all'esterno SEIS (dato che sono utilizzate nell'area dell'utenza e richiedono investimenti degli utenti), hanno un'importante ricaduta sul SEIS, in quanto permettono di utilizzare in modo più efficiente forme di energia accessibili solo nell'area dell'utenza e contribuiscono a ridurre la domanda di EE (media e di picco) che il SEIS deve soddisfare.

La realizzazione di impianti per l'autoproduzione nell'area dell'utenza richiede investimenti privati, la cui realizzazione verrebbe fortemente incentivata se il prezzo di mercato dell'energia fosse elevato. Poiché questo è proprio ciò che accadrà nei prossimi decenni, lo sviluppo di questi investimenti non tarderà a verificarsi.

⁴⁴ Una politica di regolamentazione dell'edilizia può creare le condizioni migliori per il decollo di questa forma di autoproduzione. Recentemente, ad esempio, il governo spagnolo del presidente Zapatero ha varato regolamenti per l'edilizia che rendono obbligatoria, a partire dal 2006, l'installazione di pannelli solari termici su tutti gli edifici di nuova costruzione (La Repubblica, 21/6/2005, pag. 28).

A12.2 Risparmio di energia nell'area dell'utenza ("negajoule")

In considerazione dell'entità degli investimenti necessari alla produzione di energia da FER nel SEIS, ogni misura che contribuisca a contenere i consumi energetici nell'area dell'utenza si traduce nella riduzione della domanda di energia primaria in testa alle catene energetiche e nella conseguente riduzione della potenza di picco che il SEIS deve essere in grado di erogare.

Per questa ragione tutte le tecnologie che danno luogo a **risparmio energetico** nell'area dell'utenza possono essere considerate tecnologie che producono "negajoule", cioè quote di "energia negativa", perché riducono la domanda energetica che il SEIS deve soddisfare⁴⁵.

Già oggi sono mature un numero consistente di tecnologie per la produzione di "negajoule" nell'area dell'utenza. Il loro impiego su larga scala diventerà conveniente non appena i prezzi dell'energia al consumo diventeranno sufficientemente elevati. In particolare:

1. **Tecnologie per l'isolamento degli edifici** al momento della loro costruzione. I risparmi energetici ottenibili (in kWh_T/m²) sono notevolissimi.
Nelle fasce temperate attorno alla latitudine 45° il fabbisogno di energia termica BT per il riscaldamento invernale può variare nella gamma 50-69 kWh_T/m² in edifici di classe C, nella gamma 30-49 kWh_T/m² in edifici di classe B, nella gamma 10-29 kWh_T/m² in edifici di classe A. Ciò significa che l'adozione di moderne tecnologie per l'isolamento termico degli edifici (classe A) consentirebbe risparmi di energia termica dell'ordine del 50% rispetto alle tecnologie di isolamento convenzionali (classe C) e ancora maggiori rispetto alle tecnologie impiegate negli edifici di vecchia costruzione.
2. **Pompe di calore per riscaldare/condizionare** gli edifici.
A latitudini intermedie, le pompe di calore assicurano una efficienza complessiva (espressa come rapporto fra l'energia termica prodotta e l'energia elettrica assorbita) che può variare fra 2,7 (valore medio per installazioni aria/acqua, cioè con scambiatori in aria) e 3,5 (valore medio per installazioni suolo/acqua, cioè con sonde geotermiche).
Poiché nel SEIS la maggior parte delle FER fornisce energia primaria nella forma di energia elettrica, l'uso di tale energia da parte degli utenti per il riscaldamento e il condizionamento con pompe di calore è assai vantaggioso dal punto di vista energetico globale⁴⁶.
3. **Fuel Cell (FC) per la mobilità veicolare.** Rispetto ai moderni motori a combustione interna che fanno uso di carburanti ricavati da CF, le FC hanno potenzialità per raggiungere efficienze di conversione energetica migliori di un fattore 2-2,5, cioè possono assicurare una riduzione della domanda di energia chimica dell'ordine del 50-60%⁴⁷.
4. **Lampade ad alta efficienza** in sostituzione delle lampade ad incandescenza. A parità di luce irradiata, le lampade ad alta efficienza consumano dal 10 al 20% dell'energia elettrica consumata dalle lampade ad incandescenza. In Europa quasi il 10% dell'energia elettrica prodotta viene utilizzata per l'illuminazione⁴⁸. Il potenziale stimato di risparmio energetico nel campo dell'illuminazione è dell'ordine del 70%⁴⁹ del totale dell'energia consumata per illuminazione.

⁴⁵ Un'ulteriore conseguenza della produzione di negajoule nell'area dell'utenza è la riduzione degli investimenti richiesti per l'implementazione del SEIS.

⁴⁶ In uno scenario SEIS, nel quale gran parte dell'energia viene ricavata da FER direttamente nella forma di energia elettrica (cioè uno scenario in cui l'energia chimica è ricavata, per sintesi, da energia elettrica), il riscaldamento/condizionamento degli edifici con pompe di calore a sonde geotermiche assicura un insuperabile rendimento energetico globale. L'adozione combinata di tecnologie efficienti per l'isolamento termico degli edifici e di pompe di calore con sonde geotermiche potrebbe ridurre notevolmente il fabbisogno di energia primaria per riscaldamento/condizionamento (la riduzione potrebbe raggiungere agevolmente quote dell'ordine dell'80%).

⁴⁷ Al momento, tuttavia, il costo specifico delle FC (3.000 €/kW) è 40-80 volte maggiore del costo specifico dei moderni motori a combustione interna (40-80 €/kW).

⁴⁸ [3], pag. 38.

⁴⁹ [3], pag. 38.

A13 Dinamica della potenza elettrica prodotta da campi solari

A13.1 La radiazione solare

La distanza della Terra dal Sole nel corso di un anno non muta significativamente (per la ridotta eccentricità dell'orbita terrestre), per cui l'intensità della radiazione solare che raggiunge il confine esterno dell'atmosfera terrestre varia soltanto da circa 1.310 W/m^2 all'afelio a circa 1.399 W/m^2 al perielio. La gamma di variabilità, pertanto, è di circa il $\pm 3\%$ della costante solare (1.353 W/m^2), convenzionalmente adottata come valor medio della potenza radiante solare al confine esterno dell'atmosfera terrestre.

Data una superficie captante S_T , solidale con la superficie terrestre, e la superficie omologa S_A , proiezione di S_T (lungo la congiungente Sole-Terra) sulla sfera che delimita convenzionalmente il confine esterno dell'atmosfera terrestre (vedi figura A8), la radiazione solare che raggiunge la superficie S_A (lungo la congiungente Sole/Terra) forma un angolo ϑ con la normale alla superficie S_A stessa. Per effetto della latitudine alla quale si trova la superficie S_T e dei moti relativi del pianeta rispetto al sole (rotazione e rivoluzione), il valore dell'angolo ϑ varia nel tempo.

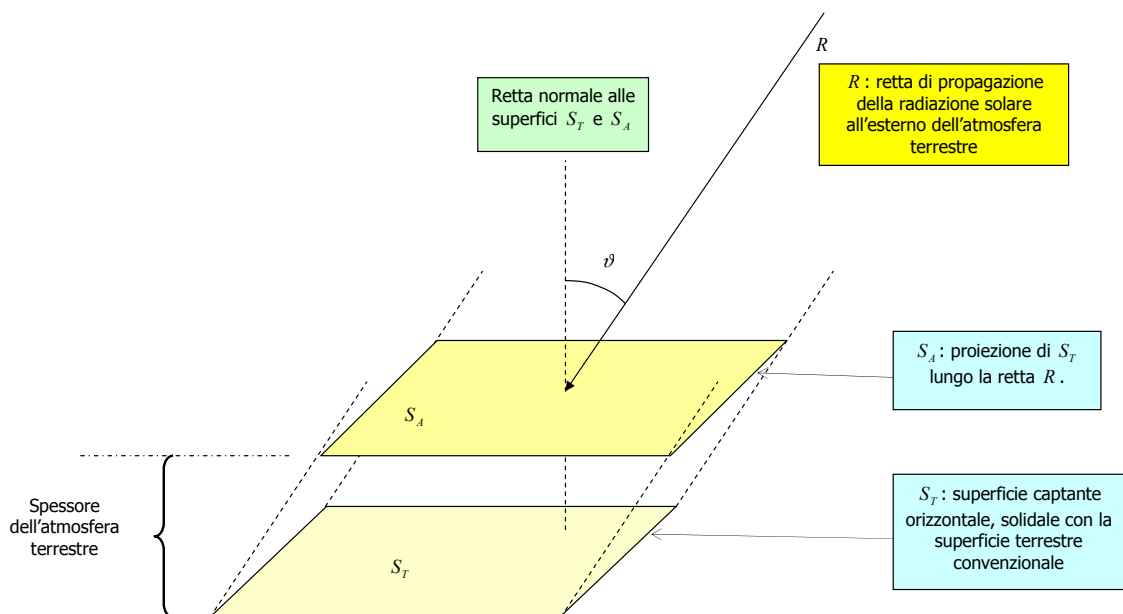


Figura A8: *La radiazione solare extraterrestre incide sulla superficie S_A (proiezione della superficie S_T lungo la direzione di propagazione della radiazione solare stessa) con un angolo θ , dipendente dalla latitudine della superficie S_T e dai moti relativi del pianeta rispetto al sole (rotazione e rivoluzione)*

La radiazione solare che incide sulla superficie S_A , a monte dell'attraversamento dell'atmosfera (radiazione solare extraterrestre), è un'onda elettromagnetica che, in ragione della distanza della Terra dal Sole, si può considerare piana e si propaga lungo la congiungente Sole-Terra. Essa ha un contenuto spettrale molto prossimo a quello di un corpo nero alla temperatura assoluta di 5.672 K . Lo spettro della radiazione solare extraterrestre si estende da 200 a 2.600 nm , con un picco attorno a 500 nm (vedi figura A9).

Come mostra la figura A9, la funzione di trasferimento (FDT) dell'atmosfera ha valori diversi in corrispondenza delle diverse lunghezze d'onda della radiazione solare extraterrestre. Inoltre, per effetto dei molteplici fenomeni meteorologici che hanno luogo nell'atmosfera, la FDT dell'atmosfera varia nel tempo, e tale variazione è diversa nei diversi punti della superficie terrestre. Ne consegue che, nell'attraversamento dell'atmosfera, la radiazione solare subisce molteplici effetti, che ne alterano il contenuto spettrale e le modalità di propagazione.

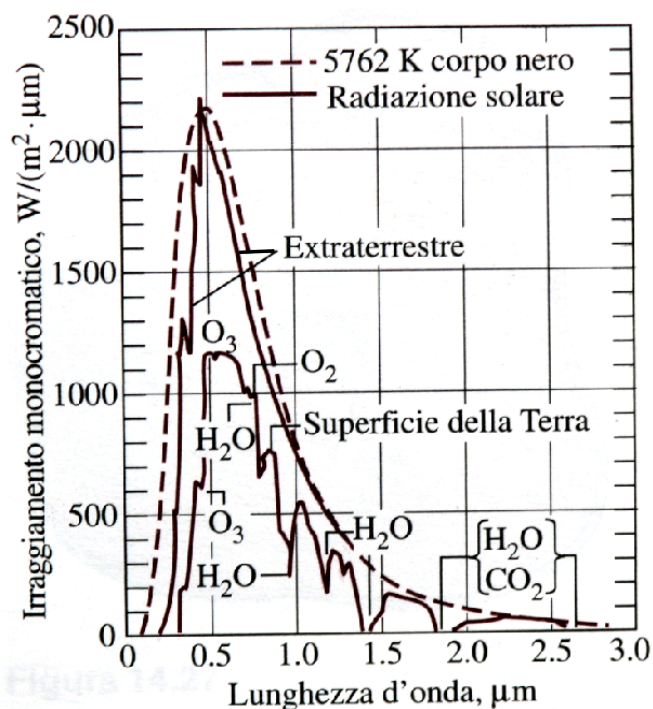


Figura A9: *Lo spettro dell'irraggiamento solare che raggiunge il pianeta all'esterno dell'atmosfera ha un andamento prossimo a quello di un corpo nero con temperatura assoluta superficiale di 5.762 K (linea tratteggiata). Il massimo dello spettro è concentrato attorno a 500 nm (finestra del visibile). L'attraversamento del sottile strato dell'atmosfera terrestre, in condizioni di cielo sereno, ha l'effetto di attenuare in modo differenziato le diverse componenti spettrali dell'irraggiamento. Le componenti spettrali ultraviolette ($\lambda < 400$ nm) sono fortemente attenuate dalle molecole gassose di O_3 contenute nell'alta atmosfera, quelle infrarosse ($\lambda > 760$ nm) sono attenuate principalmente dalle molecole di vapore acqueo e CO_2 . La potenza radiante solare che raggiunge la superficie terrestre è spettralmente concentrata nella cosiddetta finestra del visibile (400-760 nm).⁵⁰ In questa finestra, la potenza spettrale che raggiunge una superficie normale ai raggi solari dopo l'attraversamento dell'atmosfera terrestre, in condizioni di cielo sereno, è di circa 1,2 $W/m^2 \cdot nm$.*

Una frazione dello spettro della radiazione solare extraterrestre che penetra nell'atmosfera è soggetta a dispersione per effetto delle molecole degli individui chimici contenuti nell'aria. Le diverse lunghezze d'onda dello spettro subiscono una dispersione⁵¹ più o meno profonda a seconda delle dimensioni delle molecole e dello spessore di atmosfera che la radiazione deve attraversare per raggiungere la superficie del pianeta.

In condizioni di cielo sereno (presenza di vapore acqueo in basse concentrazioni), le piccole molecole di O_2 e N_2 , che predominano nell'aria secca, determinano un effetto di dispersione significativo a carico delle componenti spettrali di lunghezza d'onda molto piccola rispetto alla grandezza delle molecole stesse, cioè delle lunghezze d'onda corrispondenti al blu e violetto ($200 < \lambda < 400$ nm). In condizioni di cielo coperto, la presenza nell'atmosfera di importanti concentrazioni di acqua, sotto forma di vapore⁵² e aerosol, accentua i fenomeni di dispersione su una porzione più ampia dello spettro della radiazione solare.

⁵⁰ [41], pag. 454

⁵¹ A livello microscopico, la dispersione deve essere intesa come riflessione di quanti di luce in direzioni casuali. Ogni molecola contenuta nell'aria tenderà a riflettere in una direzione casuale, con maggiore o minore efficienza (in base alle sue dimensioni relative rispetto alle lunghezze d'onda della radiazione solare), quanti di radiazione solare diretta.

⁵² La molecola dell'acqua ha dimensioni nettamente maggiori di quelle di O_2 e N_2 , per cui la presenza di acqua allo stato di vapore determina l'attenuazione delle lunghezze d'onda più lunghe (rosso e infrarosso). Se l'acqua è presente nell'atmosfera sotto forma di aerosol, le microgocce di acqua allo stato liquido in sospensione determinano la riflessione di tutte le lunghezze d'onda della radiazione solare in tutte le direzioni. Al crescere della densità

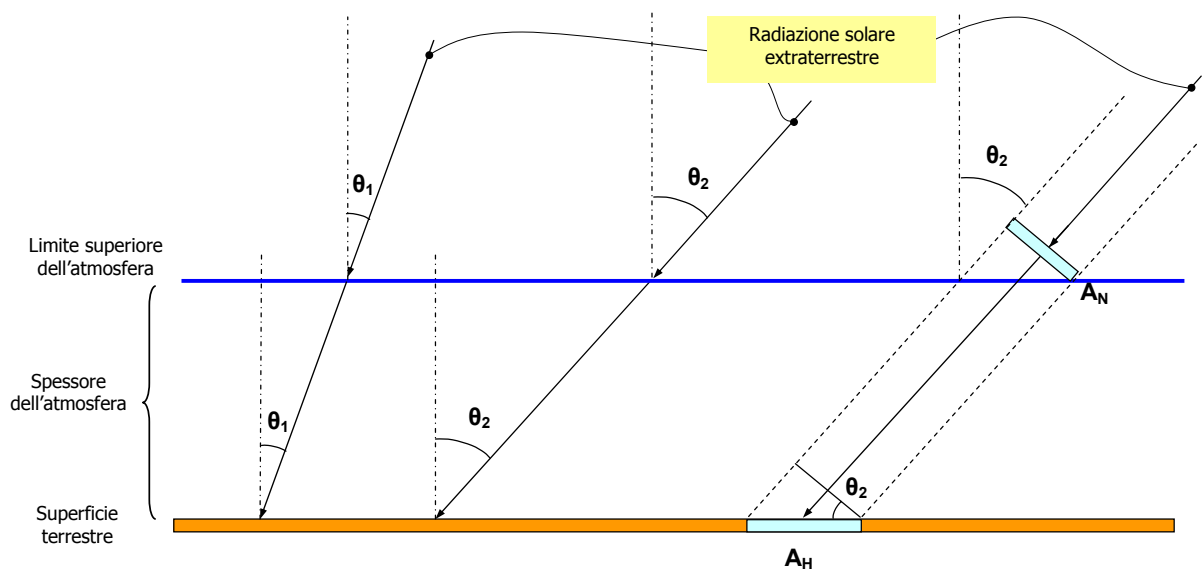


Figura A10: *Al crescere dell'angolo θ cresce il tragitto della radiazione diretta attraverso l'atmosfera e diminuisce la densità di potenza diretta che raggiunge una determinata area della superficie terrestre.*

Come mostra la figura A10, al crescere dell'angolo ϑ di incidenza della radiazione solare extraterrestre sulla superficie S_A :

1. Cresce lo spessore di aria atmosferica che la radiazione stessa deve attraversare per raggiungere la superficie omologa S_T , cioè cresce la profondità della dispersione e la porzione dello spettro solare soggetta a dispersione;
2. Diminuisce la densità di potenza P_D / A_H che raggiunge una determinata area A_H della superficie terrestre (perché aumenta l'area $A_H = A_N / \cos \vartheta$ sulla quale deve distribuirsi la densità di potenza P_D / A_N associata alla radiazione solare extraterrestre che incide sulla corrispondente area normale ai raggi solari, A_N).

Al crescere dell'angolo ϑ , dunque:

1. Diminuisce il rapporto fra:
 - la porzione della radiazione che attraversa l'atmosfera come **radiazione solare diretta**, cioè proveniente direttamente dal disco solare, e che incide sulla superficie S_T con angolo ϑ deterministicamente causato dai moti relativi della Terra attorno al Sole;
 - la porzione della radiazione che viene dispersa (assorbita/riflessa) dall'atmosfera e che incide sulla superficie S_T come **radiazione solare diffusa**, cioè proveniente da tutti i punti della volta celeste visibile, e dunque con angoli di incidenza stocastici;
2. Diminuisce la densità di potenza della radiazione solare diretta che raggiunge una superficie terrestre orizzontale.

Nelle migliori condizioni atmosferiche (cielo sereno) e con $\vartheta = 0$ (minimo spessore di atmosfera attraversato), la potenza radiante solare totale che raggiunge una superficie S_T orizzontale solidale con la superficie terrestre è spettralmente concentrata nella cosiddetta **finestra del visibile** (λ da 400 a 760 nm), all'interno della quale la densità spettrale di potenza è di circa $1,2 W / m^2 \cdot nm$.

dell'aerosol cresce la frazione di radiazione solare che viene riflessa nello spazio e diminuisce la frazione che viene diffusa verso la superficie terrestre.

A13.2 Radiazione solare che raggiunge la superficie terrestre

Per effetto della dispersione, dunque, la potenza radiante solare totale al suolo è la somma di due componenti principali:

1. Radiazione solare diretta P_D .

Se P_{DN} è la potenza radiante diretta captata da una superficie S_N , normale alla retta di propagazione della radiazione stessa, se tale potenza si distribuisce su una superficie orizzontale S_H che formi un angolo ϑ (coincidente con l'angolo di incidenza indicato in figura A10) con la superficie S_N , tenendo conto che $S_N = S_H \cos \vartheta$, allora il rapporto fra la densità

di potenza che viene intercettata da una superficie normale, $p_{DN} = \frac{P_{DN}}{S_N} = \frac{P_{DN}}{S_H \cos \vartheta}$, e la

densità di potenza che viene intercettata da una superficie orizzontale, $p_{DH} = \frac{P_{DH}}{S_H}$, è dato

dalla relazione:

$$\frac{p_{DH}}{p_{DN}} = \cos \vartheta \quad (\text{A13.01})$$

La radiazione solare diretta, ovviamente, è captabile con la massima densità di potenza con superfici normali ai raggi solari, cioè "inseguendo" il disco solare con opportuni sistemi di puntamento, in modo che sia $\vartheta(t) = 0$ nell'intera finestra di irraggiamento diurno.

2. Radiazione solare diffusa P_d .

Questa componente:

- a. Nelle condizioni di cielo sereno è una frazione piccola della radiazione totale che incide sulla superficie terrestre (non più del 10% della radiazione totale che incide sulla superficie terrestre) ed il suo spettro si concentra nella banda delle lunghezze d'onda più corte (blu e violetto).
- b. Nelle condizioni di cielo coperto può raggiungere il 100% della radiazione che incide sulla superficie terrestre ed è spettralmente distribuita in una banda più estesa.

Poiché la radiazione solare diffusa P_d è la somma dei contributi di fotoni provenienti casualmente da tutti i punti della sfera celeste visibile nel punto di captazione, essa presenta

la massima densità di potenza $p_d = \frac{P_d}{S}$ se la superficie captante S è orizzontale⁵³.

La componente p_{DN} rappresenta una frazione più o meno grande della densità di potenza radiante totale che incide su una superficie terrestre. In generale la componente p_{DN} :

- a. E' una frazione dominante nelle condizioni di cielo sereno. In tali condizioni, pesa anche oltre il 90% della densità di potenza radiante totale che incide sulla superficie terrestre.
- b. Nelle condizioni di cielo coperto è una frazione decrescente (fino ad annullarsi) della densità di potenza radiante totale che incide sulla superficie terrestre.

⁵³ Se la superficie captante non è orientata orizzontalmente, essa assorbirà solo la porzione di potenza diffusa proveniente dalla porzione della sfera celeste che si trova al di sopra del piano sul quale giace la superficie captante.

Nella figura A11 sono riportati i valori di potenza media annuale della radiazione solare diretta che incide nelle varie regioni del pianeta.

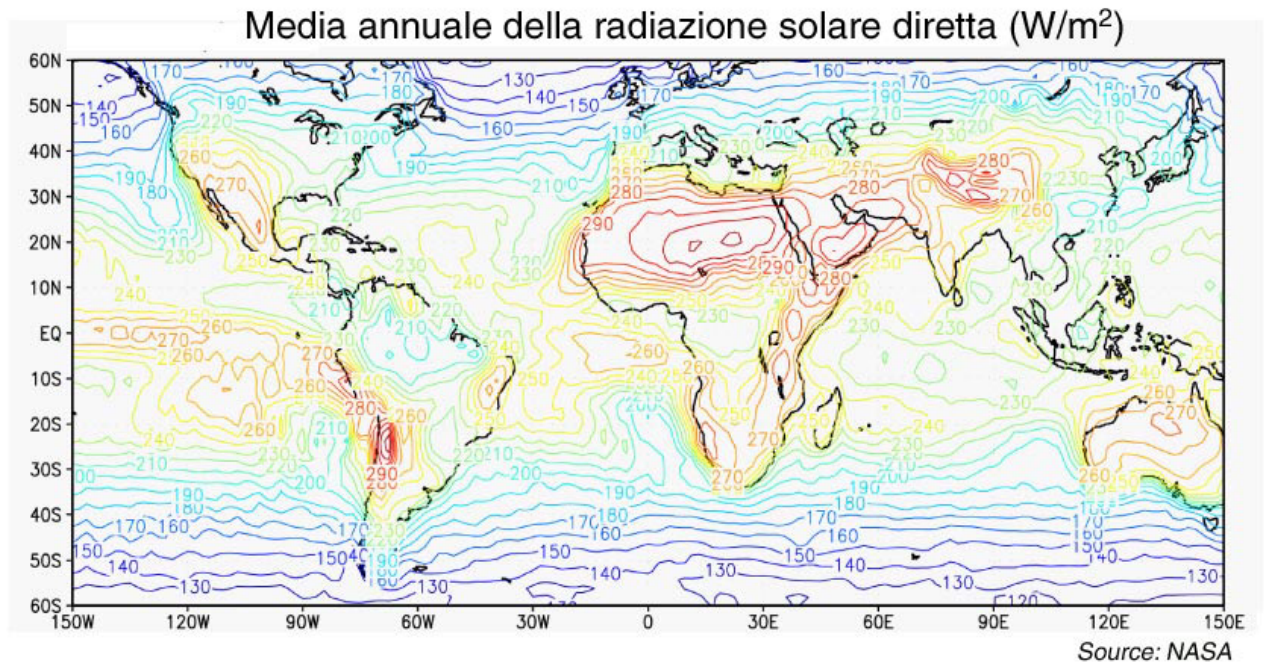


Figura A11: *Mapa dei valori della radiazione solare diretta associabili alle diverse regioni del pianeta. I valori rappresentati sono valori di Irraggiamento Normale Diretto. Sono massimi i valori associati alle fasce aride e desertiche, dal momento che in tali fasce è minimo l'effetto schermante delle perturbazioni atmosferiche.*

A13.2.1 Misura della radiazione solare diretta e diffusa sulla superficie terrestre

La densità di potenza p_{dh} della radiazione solare diffusa, cioè della porzione della radiazione solare extraterrestre che raggiunge una superficie terrestre unitaria orizzontale dopo aver subito il fenomeno della diffusione (nell'attraversamento di una porzione dell'atmosfera), è convenzionalmente denominata **Irraggiamento Orizzontale Diffuso** ed è indicata con l'acronimo *DHI* (Diffuse Horizontal Irradiance). Essa è misurabile, in W/m^2 , con un piranometro associato ad un dispositivo che permette di sopprimere la radiazione solare diretta orizzontale p_{DH} (mediante schermatura dinamica del disco solare).

La densità di potenza p_{DN} della radiazione solare diretta che, dopo aver attraversato l'atmosfera lungo la congiungente Sole-Terra, raggiunge una superficie terrestre unitaria normale ai raggi solari, è convenzionalmente denominata **Irraggiamento Normale Diretto** ed è indicata con l'acronimo *DNI* (Direct Normal Irradiance). Essa è misurabile, in W/m^2 , con un pireliometro. Questo dispositivo è costituito da un tubo, al fondo del quale si trova un sensore a termopila. L'asse del tubo viene orientato dinamicamente lungo la congiungente fra il sensore e il centro del disco solare, in modo che il sensore a termopila riceva esclusivamente radiazione solare diretta.

La densità di potenza p_{GH} della radiazione solare totale che raggiunge una superficie terrestre orizzontale unitaria è convenzionalmente denominata **Irraggiamento Orizzontale Globale** ed è indicata con l'acronimo *GHI* (Global Horizontal Irradiance). Essa è misurabile, in W/m^2 e in modalità "larga banda", con il Piranometro⁵⁴. Questo dispositivo incorpora un sensore fisso che converte la radiazione solare totale incidente (diretta + diffusa) in una potenza elettrica legata linearmente alla radiazione solare totale incidente

In condizioni di cielo sereno le grandezze p_{dh} , $p_{DN} = DNI$, ϑ , *DHI* e *GHI* sono legate dalle relazioni⁵⁵:

$$p_{DH} = p_{DN} \cos \vartheta = DNI \cos \vartheta = GHI - DHI \quad (A13.02)$$

A13.2.2 Grafici dell'irraggiamento solare orizzontale diretto e diffuso

Negli ultimi decenni sono stati dispiegati, in numerosi siti della superficie planetaria, sistemi di rilevamento dei parametri ambientali, inclusa la densità di potenza della radiazione solare e le sue componenti *GHI*, *DHI* e *DNI*. Gran parte dei sistemi di rilevamento rendono disponibili, via WEB, file di testo che contengono, in opportuni formati, i valori dei parametri rilevati. In alcuni sistemi i valori vengono misurati con risoluzione di 5 minuti (ogni valore rappresenta la potenza media rilevata in un intervallo di 5 minuti), in altri casi con risoluzione di 15 minuti o 1 ora.

Nelle figure A12 e A13 sono mostrati gli andamenti nel tempo dei parametri *GHI* e *DHI* rilevati in un sito della rete di sensori CONFRM (Cooperative Network for Renewable Resource Measurements) nell'arco di 10 giorni del mese di dicembre (figura A12) e del mese di aprile (figura A13) dell'anno 2004. Il sito – Bluefield State College (West Virginia) – si trova alla latitudine 37,27 N (corrispondente alla latitudine di Agrigento).

⁵⁴ Il piranometro converte in una potenza elettrica l'insieme delle componenti spettrali della radiazione solare. La banda passante del piranometro deve essere il più possibile piatta nella finestra della radiazione solare ed il suo coefficiente di conversione deve essere il più possibile lineare in tutta la gamma dinamica della radiazione solare.

⁵⁵ La relazione è valida solo in condizioni di cielo sereno.

A13.2.2.1 Andamento nel tempo delle componenti della radiazione solare al suolo, in condizioni di cielo permanentemente sereno

Come mostrano le figure A12 e A13, per effetto della diversa inclinazione della superficie orizzontale captante rispetto alla direzione di propagazione della radiazione solare extraterrestre, in un giorno di cielo permanentemente sereno di dicembre (es. il 20 dicembre 2004) il picco diurno di GHI raggiunge appena il valore di 500 W/m^2 , mentre in un giorno di cielo permanentemente sereno di aprile (es. 28 aprile 2004) il picco diurno di GHI raggiunge quasi il valore di 1000 W/m^2 .

Tuttavia, come mostra la figura A14, se si confronta l'andamento dell'Irraggiamento Normale Diretto (DNI) con quello dell'Irraggiamento Orizzontale Globale (GHI), si nota che in giorni di cielo permanentemente sereno il picco diurno di DNI non muta significativamente nel corso dell'anno. L'analisi della figura A14 mostra, infatti, che **nei giorni di cielo permanentemente sereno**:

1. Una superficie costantemente normale ai raggi solari (in modo da captare la potenza diretta normale) assorbe energia significativamente maggiore rispetto ad una superficie orizzontale fissa (che capta solo la componente orizzontale della potenza diretta normale). Ciò si verifica sia nelle stagioni di massima altezza del sole sull'orizzonte sia, e soprattutto, nelle stagioni di minima altezza del sole all'orizzonte. Se si calcolano i contributi di energia specifica (in kWh/m^2) da irraggiamento diretto normale (area sottesa alle curve DNI) del 20 dicembre e del 28 aprile 2004, risulta infatti:

$$[e_{DN}]_{20/12} = 7,76 \text{ kWh/m}^2 \qquad [e_{DN}]_{28/4} = 10,34 \text{ kWh/m}^2$$

Se calcoliamo invece gli omologhi contributi di energia specifica (in kWh/m^2) da irraggiamento orizzontale globale (area sottesa alle curve GHI) troviamo:

$$[e_{GH}]_{20/12} = 2,81 \text{ kWh/m}^2 \qquad [e_{GH}]_{28/4} = 7,64 \text{ kWh/m}^2$$

2. Il contributo giornaliero di energia specifica da irraggiamento diretto normale (area sottesa alle curve DNI) varia nel corso dell'anno soprattutto per effetto della diversa durata della finestra di irraggiamento diurno. Infatti, il rapporto:

$$\frac{[e_{DN}]_{28/4}}{[e_{DN}]_{20/12}} = \frac{10,34}{7,76} = 1,33$$

è assai prossimo al rapporto fra le durate delle finestre di irraggiamento diurno negli stessi due giorni:

$$\frac{[T]_{28/4}}{[T]_{20/12}} = \frac{12 \text{ h}}{9 \text{ h}} = 1,33$$

Effettivamente, se calcoliamo il valor medio della densità di potenza diretta normale nella finestra di irraggiamento diurno, troveremo che è pressoché identico sia nella finestra di irraggiamento del 20 dicembre (9 ore circa) che in quella del 28 aprile (12 ore circa):

$$\frac{[e_{DN}]_{20/12}}{[T]_{20/12}} = \frac{7,76}{9} \text{ kW/m}^2 = 862 \text{ W/m}^2 \qquad \frac{[e_{DN}]_{28/4}}{[T]_{28/4}} = \frac{10,34}{12} \text{ kW/m}^2 = 861 \text{ W/m}^2$$

3. Il rapporto e_{GH} / e_{DN} assume il valore massimo nelle stagioni di massima altezza del sole sull'orizzonte e quello minimo nelle stagioni di minima altezza del sole sull'orizzonte. Con i dati relativi al sito delle figure A12, A13 e A14, nei giorni 20 dicembre e 28 aprile tale rapporto assume i seguenti valori:

$$\left[\frac{e_{GH}}{e_{DN}} \right]_{20/12} = \frac{2,81}{7,76} = 0,362 \qquad \left[\frac{e_{GH}}{e_{DN}} \right]_{28/4} = \frac{7,64}{10,34} = 0,739$$

In conclusione: alla latitudine del sito considerato, il 20 dicembre l'energia specifica totale (diretta e diffusa) ricevuta da una superficie orizzontale fissa, di area A, è non più⁵⁶ del 36,2% dell'energia specifica della sola componente diretta ricevuta da una superficie della stessa area A orientata normalmente ai raggi solari, mentre il 28 aprile è non più del 73,9%.

4. Il contributo di energia specifica da irraggiamento diffuso e_{DH} (area sottesa alle curve DHI) è generalmente modesto (ma non trascurabile) sia rispetto al contributo di energia specifica da irraggiamento diretto normale, e_{DN} (area sottesa alle curve DNI), che rispetto al contributo di energia specifica da irraggiamento orizzontale globale, e_{GH} (area sottesa alle curve GHI). Con i dati relativi al sito delle figure A12, A13 e A14, tale contributo assume i seguenti valori:

$$\begin{aligned} [e_{DH}]_{20/12} &= 0,38 \text{ kWh} / \text{m}^2 = 0,049 \cdot [e_{DN}]_{20/12} = 0,135 \cdot [e_{GH}]_{20/12} \\ [e_{DH}]_{28/4} &= 1,08 \text{ kWh} / \text{m}^2 = 0,104 \cdot [e_{DN}]_{28/4} = 0,141 \cdot [e_{GH}]_{28/4} \end{aligned}$$

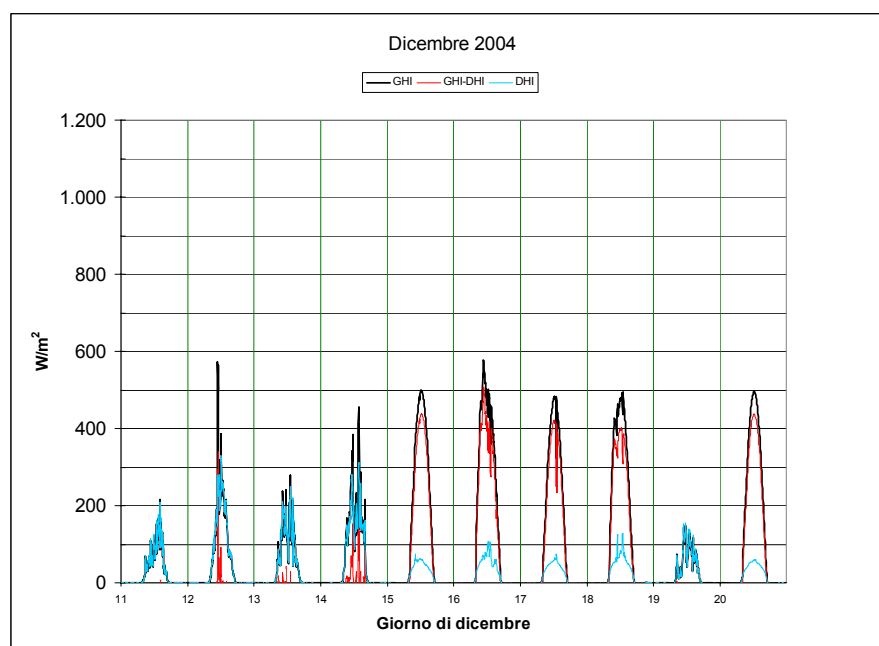


Figura A12: Valori di irraggiamento orizzontale rilevati dall'11 al 20 dicembre 2004 nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. In blu i valori di Irraggiamento orizzontale diffuso (DHI), in nero i valori di Irraggiamento orizzontale globale (GHI), somma dei contributi diretto ($DNI \cos \theta$) e diffuso (DHI). In rosso la differenza GHI-DHI.

⁵⁶ Nei rapporti qui considerati il denominatore è costituito dalla sola radiazione diretta normale. Una superficie posta normalmente ai raggi solari, tuttavia, oltre a intercettare la radiazione diretta normale, intercetta anche una quota di radiazione diffusa (che qui trascuriamo per semplicità).

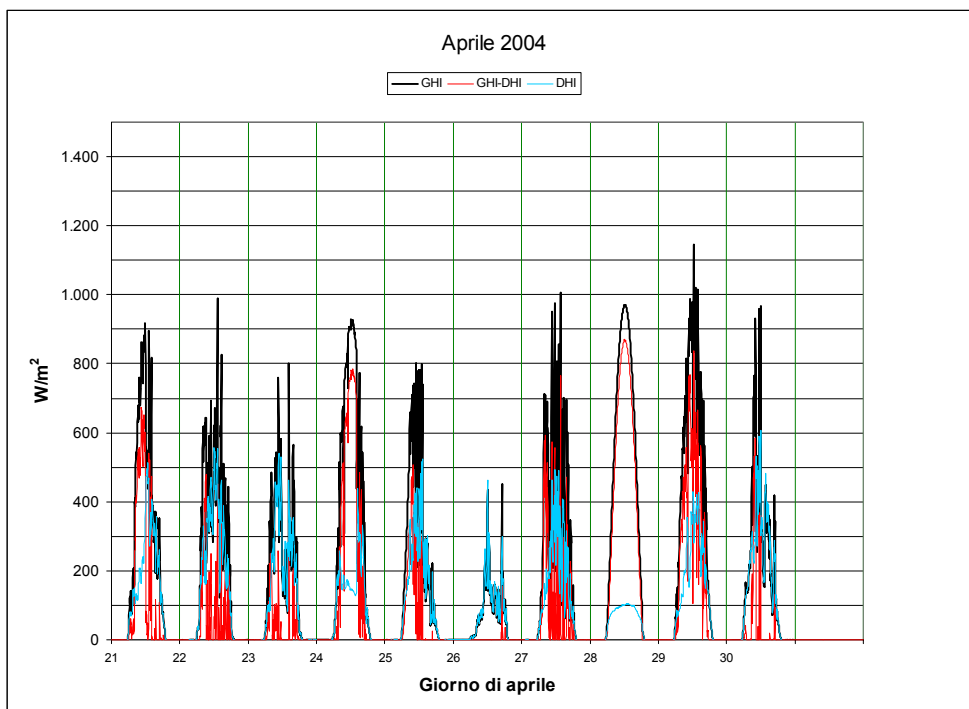


Figura A13: Valori di irraggiamento orizzontale rilevati dal 21 al 30 aprile 2004 nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. In blu i valori di Irraggiamento orizzontale diffuso (DHI), in nero i valori di Irraggiamento orizzontale globale (GHI), somma dei contributi diretto orizzontale (DNIcos θ) e diffuso orizzontale (DHI). In rosso la differenza GHI-DHI.

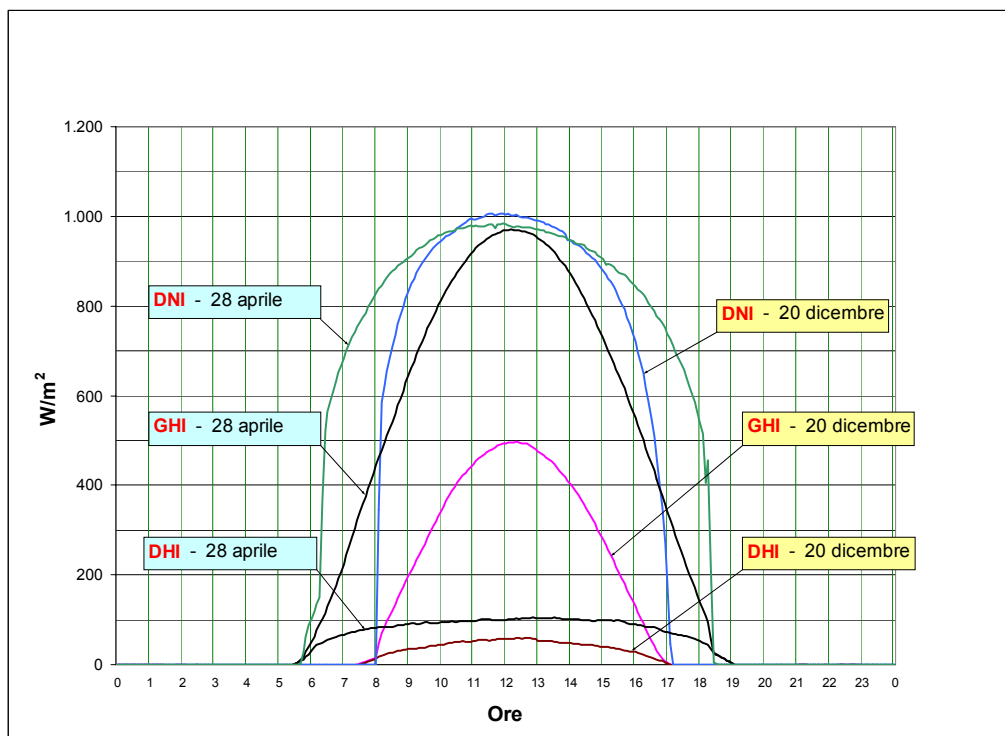


Figura A14: Confronto fra i valori di irraggiamento (DNI, DHI e GHI) rilevati in due giorni di cielo permanentemente sereno (20 dicembre e 28 aprile 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm.

A13.2.2.2 Andamento nel tempo delle componenti della radiazione solare al suolo, in condizioni di cielo completamente coperto

In condizioni di cielo completamente coperto, la potenza radiante al suolo è costituita dalla sola componente diffusa ($p_{GH} = p_{dh}$). Nella figura A12 è agevole riscontrare che nei giorni 11 e 19 dicembre 2004 nel sito preso in esame (Bluefield State College – West Virginia) si sono manifestate condizioni di cielo completamente coperto per l'intera durata della finestra di irraggiamento diurno. In figura A15 è mostrato in maggior dettaglio l'andamento nel tempo delle grandezze in gioco nel corso della giornata del 19 dicembre 2004.

Il calcolo del contributo di energia specifica da radiazione globale orizzontale (GHI) nelle finestre di irraggiamento solare dei 2 giorni suddetti dà i risultati illustrati nella tabella A19:

		A	B	C=B/A·100
		Contributi energetici		
		Radiazione diretta normale (DNI)	Radiazione orizzontale diffusa (DHI)	
Giorno	Cielo	kWh/m ²	kWh/m ²	%
11 dicembre	Permanentemente coperto	-	0,644	
19 dicembre	Permanentemente coperto	-	0,590	
15 dicembre	Permanentemente sereno	7,65	0,394	5,1%
20 dicembre	Permanentemente sereno	7,76	0,377	4,9%

Tabella A19: *Contributi energetici della radiazione solare diretta normale (DNI) e della radiazione diffusa orizzontale (DHI) in giorni di dicembre 2004 nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Il contributo assoluto della radiazione diffusa orizzontale è minimo in giornate "a cielo sereno" (nella tabella: 15 e 20 dicembre). In giornate "a cielo coperto" il contributo della radiazione diffusa orizzontale tende ad assumere valori maggiori rispetto all'omologo contributo delle giornate "a cielo sereno". In ogni caso, il contributo della radiazione diffusa orizzontale (sia "a cielo sereno" che "a cielo coperto") è piccolo (non più del 10%) rispetto a quello della radiazione diretta normale "a cielo sereno" (in condizioni di cielo omogeneamente coperto il contributo della radiazione diretta normale è trascurabile).*

Come mostrano i dati della tabella A19, il valore del contributo energetico specifico di tutte le componenti dell'irraggiamento solare (diretto e diffuso), nel sito considerato e nelle giornate di dicembre di cielo omogeneamente coperto (es. 11 e 19 dicembre), non raggiunge 1/10 del valore del contributo energetico specifico della sola radiazione diretta normale di un giorno di cielo omogeneamente sereno dello stesso mese (20/12), cioè di un giorno con pressoché la stessa durata della finestra di irraggiamento diurno. Inoltre, l'analisi qualitativa dei grafici di GHI, DHI e GHI-DHI di giorni di **cielo omogeneamente coperto** (es. figure A15 e A16) mostra che:

1. Per effetto della variabilità temporale (stocastica) della funzione di trasferimento dell'atmosfera in condizioni di estesa copertura nuvolosa, i valori istantanei della densità di potenza orizzontale diffusa "a cielo coperto" (p_{dh}^C) (es. 19 dicembre e 1 aprile 2004) tendono a distribuirsi attorno ad una curva che coincide grosso modo con la curva della DHI che si avrebbe se il cielo fosse omogeneamente sereno. In altre parole: la curva della densità di potenza orizzontale diffusa rilevabile in giorni di cielo omogeneamente sereno può essere considerata il luogo dei "valori medi", attorno ai quali si distribuiscono i valori della densità di potenza orizzontale diffusa rilevata nelle giornate di cielo omogeneamente coperto⁵⁷.

⁵⁷ La ragione, naturalmente, è di carattere fisico. Con il variare (stocastico) della nuvolosità (sia come intensità locale che come copertura complessiva della volta celeste) varia:

o la frazione della radiazione solare diretta che viene assorbita o riflessa dall'atmosfera;

2. Nella parte centrale della giornata (minimo scostamento angolare del sole dalla verticale) i valori della densità di potenza p_{dh}^C ("a cielo coperto") tendono ad essere superiori ai valori p_{dh}^S ("a cielo sereno") mentre subito dopo l'alba e subito prima del tramonto (massimo scostamento angolare ϑ del sole dalla verticale) si può verificare il contrario. L'effetto, che ha periodicità diurna, ha cause deterministiche:
- in corrispondenza di elevati scarti angolari ϑ (cioè all'alba e al tramonto), sono massimi gli spessori di atmosfera attraversati dai fotoni solari, per cui sarà massimo l'effetto schermante della nuvolosità (assorbimento di fotoni solari) e minimo l'effetto di diffusione (riflessione in tutte le direzioni, causata dalle molecole di acqua presenti nelle nuvole sotto forma di vapore e aerosol);
 - in corrispondenza di bassi scarti angolari ϑ (cioè nella parte centrale della finestra diurna) sono minimi gli spessori di atmosfera attraversati dai fotoni solari, per cui sarà minimo l'effetto schermante della nuvolosità (assorbimento di fotoni solari) e massimo l'effetto di diffusione (riflessione causata dalle molecole di acqua presenti nelle nuvole, sotto forma di vapore e aerosol).

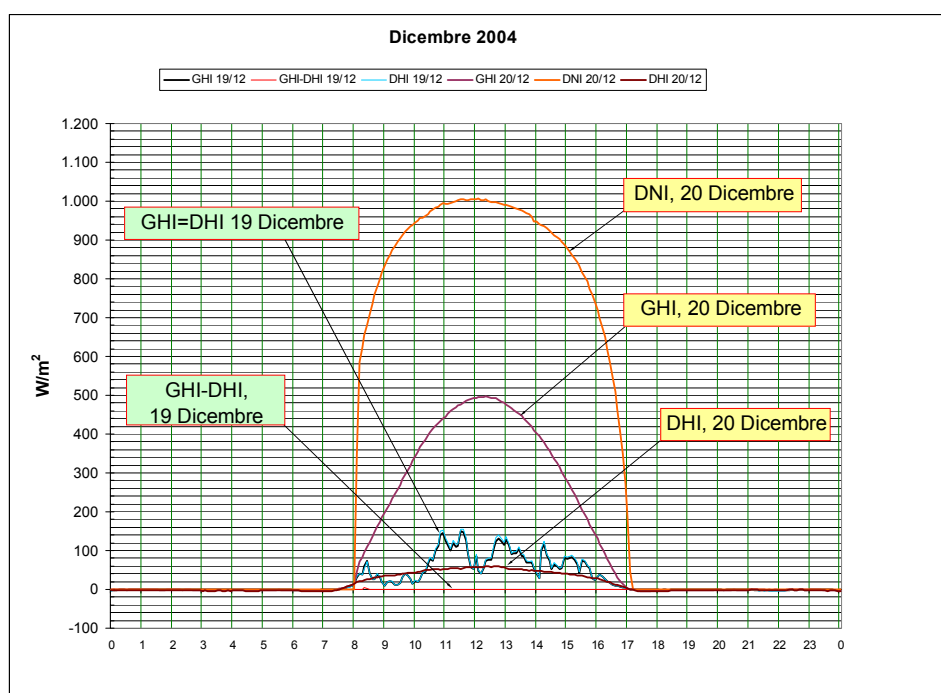


Figura A15: *Valori di GHI, DHI e (GHI-DHI) rilevati nel corso di una giornata di dicembre con cielo permanentemente coperto (19 dicembre 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Come si vede, nel corso della giornata del 19 dicembre i valori della GHI coincidono con quelli della DHI (la componente diretta è nulla, a causa della copertura del cielo) ed i valori istantanei di GHI=DHI si distribuiscono in una fascia attorno alla curva dell'irraggiamento orizzontale diffuso (DHI) che si rilevarebbe nello stesso giorno in caso di cielo permanentemente sereno. La distribuzione presenta un andamento in parte deterministico (nella parte centrale della giornata si addensano valori maggiori) e in parte stocastico. In figura sono riportati, come riferimento, i grafici dell'irraggiamento normale diretto (DNI), dell'irraggiamento orizzontale diffuso (DHI) e dell'irraggiamento orizzontale globale (GHI) rilevati nella giornata del 20 dicembre 2004, nel corso della quale il cielo è stato permanentemente sereno.*

o la frazione spettrale della radiazione diretta che viene convertita in radiazione diffusa (e che, come tale, raggiunge il suolo).

3. Per analoghe ragioni, le curve p_{dh}^C (densità di potenza orizzontale diffusa "a cielo coperto") presentano periodicità annuale: le medie attorno alle quali si distribuiscono i valori istantanei di p_{dh}^C aumentano con la diminuzione stagionale dello scarto angolare ϑ (valori massimi delle medie in prossimità del solstizio d'estate, valori minimi delle medie in prossimità del al solstizio d'inverno).

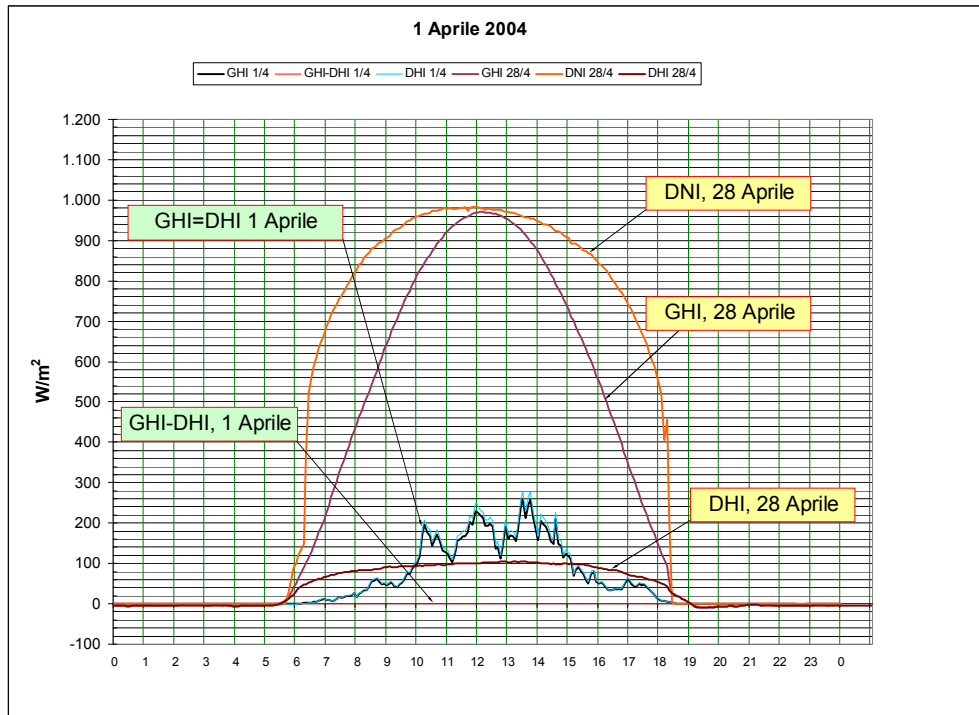


Figura A16: *Valori di GHI, DHI e (GHI-DHI) rilevati nel corso di una giornata di aprile con cielo permanentemente coperto (1 aprile 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Come si vede, nel corso della giornata del 1 aprile i valori della GHI coincidono con quelli della DHI (la componente diretta è nulla, a causa della copertura del cielo) ed i valori istantanei di GHI=DHI si distribuiscono in una fascia attorno alla curva dell'irraggiamento orizzontale diffuso (DHI) che si rileverebbe nello stesso giorno in caso di cielo permanentemente sereno. La distribuzione presenta un andamento in parte deterministico (nella parte centrale della giornata si addensano valori maggiori) e in parte stocastico. In figura sono riportati, come riferimento, i grafici dell'irraggiamento normale diretto (DNI), dell'irraggiamento orizzontale diffuso (DHI) e dell'irraggiamento orizzontale globale (GHI) rilevati nella giornata del 28 aprile 2004, nel corso della quale il cielo è stato permanentemente e omogeneamente sereno.*

A13.2.2.3 Andamento nel tempo delle componenti della radiazione solare al suolo in condizioni di cielo a copertura variabile

La frequenza delle giornate di cielo permanentemente e omogeneamente sereno e la frequenza delle giornate di cielo permanentemente e omogeneamente coperto dipendono dalle caratteristiche climatiche della zona nella quale si trova la superficie captante. Nel sito Bluefield State College (West Virginia) al quale si riferiscono le figure A12-A13, nel 2004 le condizioni climatiche sono state le seguenti (stima grossolana):

	Giorni	Quota %
Cielo permanentemente e omogeneamente sereno	45	12,3%
Cielo permanentemente e omogeneamente coperto	46	12,6%
Cielo a copertura variabile	274	75,1%
Totale	365	100,0%

Tabella A20: *Ricorrenza di giornate caratterizzate da cielo sereno, coperto, variabile, nel corso di un anno (2004), nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm.*

Nel sito Bluefield State College, dunque, oltre il 75% dei giorni del 2004 sono stati caratterizzati da nuvolosità variabile. L'analisi dei dati disponibili (vedi alcuni esempi nelle figure A17-A20⁵⁸) mostra che l'andamento delle grandezze GHI e DHI nelle giornate di nuvolosità variabile presenta caratteri intermedi fra quelli tipici dei giorni di cielo permanentemente sereno (figura A14) e quelli tipici dei giorni di cielo permanentemente coperto (figure A15 e A16).

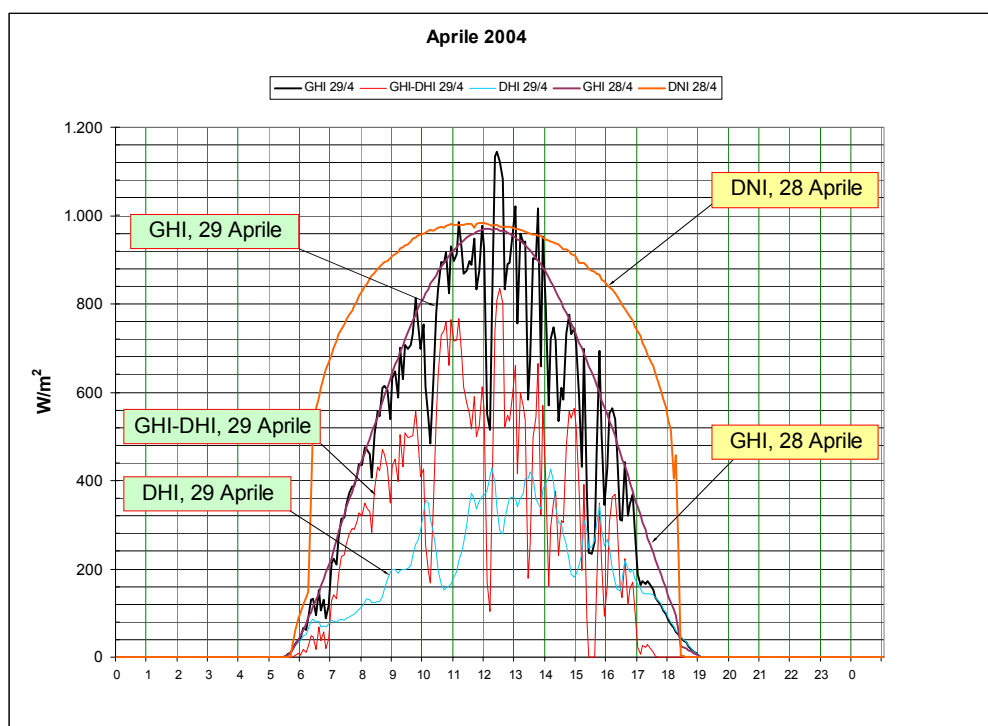


Figura A17: *Valori di GHI, DHI e (GHI-DHI) rilevati nel corso di una giornata di aprile con moderata nuvolosità variabile (29 aprile 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Per effetto della variabilità della funzione di trasferimento dell'atmosfera nel corso della giornata, i valori di irraggiamento orizzontale globale (GHI) rilevati fluttuano in una fascia attorno a una funzione il cui andamento è molto prossimo a quello della GHI di un giorno di cielo sereno nello stesso periodo dell'anno (in figura il 28 aprile).*

⁵⁸ Nei grafici presentati in questa appendice i valori di GHI e DHI sono rilevati come valori medi in un intervallo di tempo di 5 minuti. Questa modalità di rilevazione determina un effetto di relativo "spianamento" dei valori istantanei teorici.

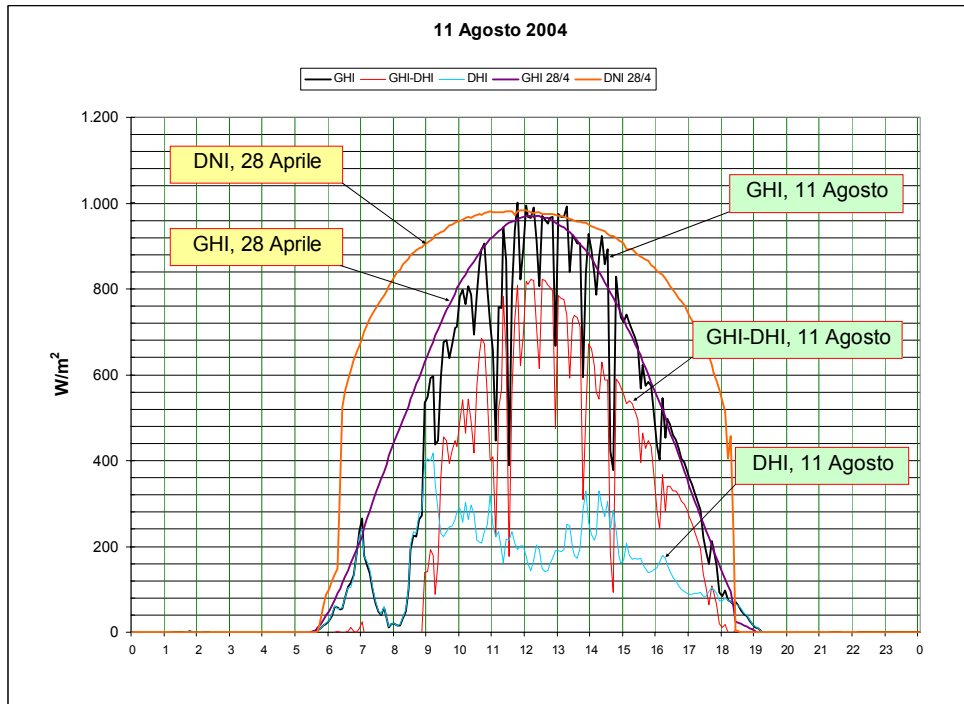


Figura A18: Valori di GHI, DHI e (GHI-DHI) rilevati nel corso di una giornata di agosto con moderata nuvolosità variabile (11 agosto 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Per effetto della variabilità della funzione di trasferimento dell'atmosfera nel corso della giornata, i valori di irraggiamento orizzontale globale (GHI) rilevati fluttuano in una fascia attorno a una funzione "media", il cui andamento è molto prossimo a quello della GHI di un giorno di cielo sereno con durata della finestra diurna pressoché uguale a quella del giorno in esame (in figura il 28 aprile).

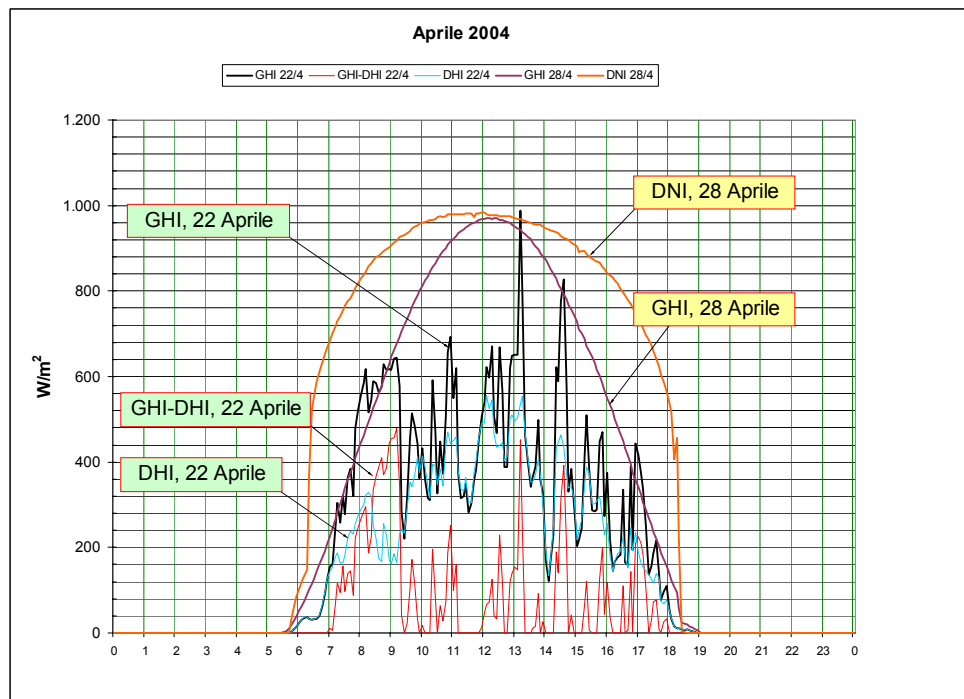


Figura A19: Valori di GHI, DHI e (GHI-DHI) rilevati nel corso di una giornata di aprile con accentuata nuvolosità variabile (22 aprile 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Per effetto della variabilità della funzione di trasferimento dell'atmosfera nel corso della giornata, i valori di irraggiamento orizzontale globale (GHI) rilevati fluttuano in una fascia attorno a una funzione "media", il cui andamento si discosta significativamente da quello della GHI di un giorno di cielo sereno nello stesso periodo dell'anno (in figura il 28 aprile).

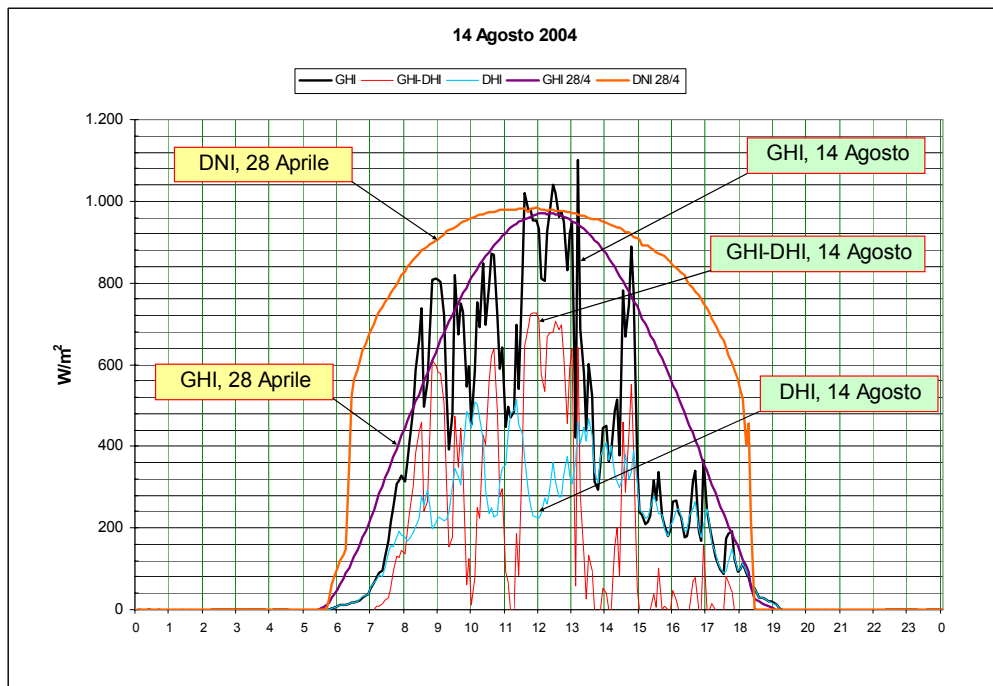


Figura A20: *Valori di GHI, DHI e (GHI-DHI) rilevati nel corso di una giornata di agosto con accentuata nuvolosità variabile (14 agosto 2004) nel sito Bluefield State College (West Virginia), latitudine 37,27 N, m. 803 slm. Per effetto della variabilità della funzione di trasferimento dell'atmosfera nel corso della giornata, i valori di irraggiamento orizzontale globale (GHI) rilevati fluttuano in una fascia attorno a una funzione "media", il cui andamento si discosta significativamente da quello della GHI di un giorno di cielo sereno con durata della finestra diurna pressoché uguale a quella del giorno in esame (in figura il 28 aprile).*

Nelle figure A17-A20 sono riportati esempi di curve GHI e DHI rilevate in giornate caratterizzate da:

- modesta nuvolosità variabile (figura A17 e A18, relative rispettivamente al 29 aprile e all'11 agosto, due giorni pressoché equidistanti dall'equinozio d'estate);
- accentuata nuvolosità variabile (figura A19 e A20, relative rispettivamente al 22 aprile e al 14 agosto, due giorni pressoché equidistanti dall'equinozio d'estate).

A13.2.2.4 Variabilità delle componenti della radiazione solare al suolo in condizioni di cielo a copertura variabile

Come abbiamo visto, per effetto della variabilità della funzione di trasferimento dell'atmosfera la densità di potenza della radiazione solare al suolo varia nel tempo in modo diverso in ciascun punto della superficie del pianeta. Ne consegue che la potenza elettrica che si può pensare di ricavare dalla radiazione solare mediante estesi campi solari sarà inevitabilmente affetta da una notevole variabilità. Una stima degli effetti della variabilità della densità di potenza dell'irraggiamento solare sulla variabilità della potenza elettrica che un insieme di campi solari potrebbe erogare è particolarmente importante. Nei paragrafi che seguono identificheremo i criteri per giungere a una stima del genere.

A13.2.2.4.1 Variabilità della densità di potenza normale diretta al suolo

Sia dato un sito della superficie terrestre, caratterizzato da una certa latitudine. In una qualunque finestra temporale T_D di irraggiamento diurno, caratterizzata da copertura variabile del cielo, denominiamo con:

- $p_{DN}^V(t)$ l'ordinata (in W/m^2) del generico punto della curva dell'irraggiamento normale diretto (DNI), soggetta a variabilità (rispetto ai valori a cielo sereno) per effetto della variabilità della copertura nuvolosa;
- $p_{DN}^S(t)$ l'ordinata (in W/m^2) che il generico punto della curva dell'irraggiamento normale diretto (DNI) assumerebbe "a cielo sereno";
- X il rapporto numerico fra le due ordinate sopra definite, $p_{DN}^V(t)$ e $p_{DN}^S(t)$, cioè:

$$X = \frac{p_{DN}^V(t)}{p_{DN}^S(t)} \quad (A13.04)$$

Per le considerazioni fin qui svolte, il rapporto X è una variabile che può assumere valori compresi fra:

1. un valore minimo $X_{min} = 0$, corrispondente alle condizioni di cielo omogeneamente coperto, quando la radiazione normale diretta è nulla ($p_{DN}^C(t) = 0$);
2. un valore massimo $X_{MAX} = 1$, corrispondente alle condizioni di cielo sereno, per cui $p_{DN}^V(t) = p_{DN}^S(t)$.

La variabile X sarà caratterizzata da un valore atteso μ_X e da una varianza $\text{var}[X] = \sigma_X^2$, i cui valori dipendono dalla distribuzione delle probabilità associate alla variabile X . Se ipotizziamo che i valori che X può assumere siano equiprobabili, allora:

$$\mu_X = 0,5$$

$$\sqrt{\text{var}[X]} = \sigma_X = 0,29$$

A13.2.2.4.2 Variabilità della densità di potenza orizzontale diffusa al suolo

Sia dato un sito della superficie terrestre, caratterizzato da una certa latitudine. In una qualunque finestra temporale T_D di irraggiamento diurno, caratterizzata da copertura variabile del cielo, denominiamo con:

- $p_{dh}^V(t)$ l'ordinata (in W/m^2) del generico punto della curva dell'irraggiamento orizzontale diffuso (DHI), soggetta a variabilità (rispetto ai valori a cielo sereno) per effetto della variabilità della copertura nuvolosa;
- $p_{dh}^S(t)$ l'ordinata (in W/m^2) che il generico punto della curva dell'irraggiamento orizzontale diffuso (DHI) assumerebbe, nella stessa finestra diurna, "a cielo sereno";
- con Y il rapporto numerico fra $p_{dh}^V(t)$ e $p_{dh}^S(t)$, cioè:

$$Y = \frac{p_{dh}^V(t)}{p_{dh}^S(t)} \quad (A13.05)$$

Per le considerazioni fin qui svolte, il rapporto Y è una variabile i cui valori cadono in una fascia di una certa ampiezza attorno al valore 1.

La variabile Y sarà caratterizzata da un valore atteso μ_Y e da una varianza $\text{var}[Y] = \sigma_Y^2$, i cui valori dipendono dalla distribuzione delle probabilità associabile alla variabile Y . Se ipotizziamo che i valori che Y può assumere siano equiprobabili e contenuti in una fascia compresa fra 0,5 e 1,5, allora:

$$\mu_Y = 1$$

$$\sqrt{\text{var}[Y]} = \sigma_Y = 0,29$$

A13.2.2.5 Effetto della variabilità delle condizioni atmosferiche sulle componenti della radiazione solare al suolo

Come abbiamo visto nei paragrafi precedenti, possiamo assumere con buona approssimazione che le grandezze $p_{DN}^S(t)$ e $p_{dh}^S(t)$ (densità di potenza da radiazione solare diretta e da radiazione solare diffusa al suolo **in condizioni di cielo sereno**) siano variabili del tempo il cui andamento (diurno e stagionale) dipende unicamente da ϑ , in modo deterministico. Questa ipotesi corrisponde ad assumere che, in condizioni di cielo sereno, la funzione di trasferimento dell'atmosfera produca, sulla radiazione solare che incide sul limite esterno dell'atmosfera, effetti indipendenti dal tempo.

Se teniamo conto delle relazioni (A13.04) e (A13.05), le grandezze $p_{DN}^V(t)$ e $p_{dh}^V(t)$ (densità di potenza da radiazione solare diretta e da radiazione solare diffusa al suolo **in condizioni di cielo variabile**) sono invece variabili del tempo il cui andamento è non solo diurno e stagionale (deterministicamente dipendente da ϑ), ma anche funzione dello stato di nuvolosità dell'atmosfera (variabile stocasticamente, istante per istante e punto per punto, sulla superficie del pianeta). In **condizioni di cielo variabile**, pertanto, possiamo esprimere:

1. la densità di potenza da radiazione diretta normale al suolo $p_{DN}^V(t)$ con la relazione:

$$p_{DN}^V(t) = X \cdot p_{DN}^S(t),$$

nella quale $p_{DN}^V(t)$ è funzione delle due variabili $p_{DN}^S(t)$ e X , delle quali:

- a. $p_{DN}^S(t)$ è una variabile deterministica (densità di potenza da radiazione normale diretta che sarebbe captata, nello stesso istante, "a cielo sereno");
- b. X è una variabile casuale (dipendente dallo stato di nuvolosità dell'atmosfera) che può assumere qualunque valore nel sottodominio delimitato dai valori 0 e 1.

2. la densità di potenza da radiazione orizzontale diffusa al suolo $p_{dh}^V(t)$ con la relazione:

$$p_{dh}^V(t) = Y \cdot p_{dh}^S(t),$$

nella quale $p_{dh}^V(t)$ è funzione delle due variabili $p_{dh}^S(t)$ e Y , delle quali:

- a. $p_{dh}^S(t)$ è una variabile deterministica (densità di potenza da radiazione orizzontale diffusa che sarebbe captata, nello stesso istante, "a cielo sereno");
- b. Y è una variabile casuale (dipendente dallo stato di nuvolosità dell'atmosfera) che può assumere qualunque valore in una fascia di opportuna ampiezza attorno al valore atteso $\mu_Y = 1$.

Per effetto delle caratteristiche di stocasticità dei fenomeni atmosferici, in un qualunque istante t di una finestra di irraggiamento diurno T_D , il rapporto X (e Y) presenterà valori diversi in diversi punti della superficie terrestre, se tali punti sono sufficientemente lontani fra loro (quando, cioè, lo stato di nuvolosità locale dei singoli punti non sia significativamente correlato con quello degli altri punti).

Pertanto, dato un campo solare costituito da un insieme di n siti di captazione sufficientemente lontani fra loro, allora in un opportuno istante $t \in T_D$ l'insieme degli n valori X_i (o Y_i) associati agli n siti costituisce un campione di valori di una variabile casuale. Al crescere del numero dei siti (cioè al crescere di n) e della loro dispersione su un esteso territorio, l'insieme dei valori X_i (Y_i) associati all'istante $t \in T_D$ tenderà a distribuirsi attorno ad un valore atteso μ_X (μ_Y), in una fascia di opportuna ampiezza.

Più precisamente, **in condizioni di cielo variabile**:

1. la densità di potenza **da radiazione solare normale diretta**, $(p_{DN}^V(t))_i$, che effettivamente raggiunge la superficie terrestre in ciascun sito S_i , è rappresentabile, nella finestra temporale di irraggiamento diurno, come prodotto delle due variabili:
 - a. $(p_{DN}^S(t))_i$, grandezza omologa "a cielo sereno", variabile deterministica governata dalla latitudine e longitudine del sito S_i e dai movimenti di rotazione e rivoluzione della Terra;
 - b. X_i , variabile casuale, governata dalla variabilità stocastica delle caratteristiche trasmissive dell'atmosfera, nella gamma delle lunghezze d'onda dello spettro solare, nell'intorno della retta che congiunge il sito S_i con il disco solare (variabilità che agisce sullo spettro solare incidente in modo variabile nel tempo e, istante per istante, in modo differenziato su ciascuno dei siti S_i).

2. la densità di potenza **da radiazione solare orizzontale diffusa**, $(p_{dh}^V(t))_i$, che effettivamente raggiunge la superficie terrestre in ciascun sito S_i , è rappresentabile, nella finestra temporale di irraggiamento diurno, come prodotto delle due variabili:
 - a. $(p_{dh}^S(t))_i$, variabile deterministica (grandezza omologa "a cielo sereno"), governata dalla latitudine e longitudine del sito S_i e dai movimenti di rotazione e rivoluzione della Terra;
 - b. Y_i , variabile casuale, governata dalla variabilità stocastica delle caratteristiche di diffusione dell'atmosfera (variabilità che agisce sullo spettro solare incidente in modo variabile nel tempo e, istante per istante, in modo differenziato su ciascuno dei siti S_i).

A13.3 Captazione della radiazione solare

Da quanto sommariamente esposto nei paragrafi precedenti, appare evidente che se l'orientamento della superficie captante (angolo ϑ formato dai raggi solari con la normale alla superficie captante) non è fisso ma regolabile (ϑ regolabile nel tempo), una opportuna strategia di regolazione dell'inclinazione della superficie captante (strategia di puntamento) permetterebbe, almeno in linea teorica e sotto opportune condizioni, la captazione cumulativa di una energia maggiore rispetto a quella captabile con una superficie orizzontale fissa.

Le architetture di puntamento dinamico delle superfici captanti sono suddivisibili in due categorie:

1. Puntamento a un asse. In questo caso la superficie captante è normalmente rivolta verso sud e la sua inclinazione sull'orizzontale (tilt) viene regolata periodicamente (di solito una volta al giorno) in modo che risulti $\vartheta = 0$ nel punto di massima altezza del sole sull'orizzonte.
2. Puntamento a due assi. In questo caso la superficie captante può essere puntata in ogni istante (nella finestra diurna) verso il disco solare, in modo che risulti $\vartheta = 0$ in ogni istante della finestra di irraggiamento diurno.

Le diverse tecnologie di conversione della radiazione solare in energia elettrica impongono vincoli alle possibili architetture di puntamento. Nel paragrafo che segue analizzeremo sommariamente le principali tecnologie di conversione ed i vincoli che essi pongono alle architetture di puntamento.

A13.3.1 Tecnologie di conversione e componenti della radiazione solare

Come abbiamo accennato al paragrafo 5.2.1.4.3, le tecnologie a concentrazione (ad esempio il termoelettrico a concentrazione ed il fotovoltaico a concentrazione) concentrano su un'area ristretta, mediante specchi o lenti con opportuni profili, la radiazione solare captata.

Alcune tecnologie termoelettriche a concentrazione (TC), per esempio, utilizzano specchi parabolici (con l'asse della parabola orientato lungo la congiungente del fuoco con il disco solare) per concentrare su un fuoco la radiazione solare. Poiché gli specchi parabolici concentrano sul fuoco solo la radiazione che si propaga nella direzione dell'asse della parabola e che viene intercettata dalla bocca dello specchio, le tecnologie TC possono concentrare (e quindi convertire in energia elettrica) la radiazione solare diretta (proveniente dal disco solare lungo l'asse della parabola, la cui incidenza è massima nei giorni di cielo sereno) ma non la radiazione solare diffusa (proveniente, con angoli diversi, da tutti i punti della volta celeste visibile, la cui incidenza è massima nei giorni di cielo coperto).

Alcune tecnologie fotovoltaiche (FV) utilizzano lenti per concentrare la radiazione solare su ristrette aree attive, equipaggiate con moduli FV, nei quali avviene la conversione in energia elettrica. Anche queste tecnologie possono concentrare solo la componente diretta della radiazione solare⁵⁹ e richiedono un accurato puntamento della lente in modo che il fascio di radiazione normale diretta venga indirizzato sulla superficie utile dei moduli FV.

Per questa ragione, le tecnologie a concentrazione raggiungono la massima efficienza:

1. nei siti con elevata frequenza di cielo sereno (zone aride);
2. Se associati ad architetture di puntamento dinamico.

⁵⁹ Ne consegue che i sistemi termoelettrici a concentrazione e quelli FV a concentrazione non producono alcuna potenza elettrica nei giorni di cielo coperto

A13.3.2 Architetture e strategie di puntamento delle superfici captanti dei sistemi solari a concentrazione

La geometria degli specchi impiegati nei sistemi solari che concentrano la radiazione solare su elementi rettilinei, ad esempio tubi all'interno dei quali scorre un fluido che assorbe il calore, (sistemi **termoelettrici a concentrazione lineare**, TCL), impone un vincolo alle architetture di puntamento possibili. L'architettura di puntamento a due assi, teoricamente possibile, è tecnicamente complessa, per cui si tende a privilegiare soluzioni a singolo asse. Per effetto di questo vincolo, i sistemi TCL presentano normalmente due handicap:

1. Non potendo concentrare (e quindi convertire) la radiazione solare diffusa, obbligano a rinunciare a questa frazione della radiazione solare, captabile sia in condizioni di cielo coperto che nelle condizioni di cielo sereno;
2. La massima efficienza della concentrazione si ottiene soltanto nella porzione centrale della giornata, quando l'angolo di incidenza ϑ assume il valore minimo.

I sistemi che concentrano la radiazione solare sul fuoco di una superficie captante parabolica (sistemi **termoelettrici a concentrazione focale**, TCF), ammettono architetture di puntamento a due assi. Tuttavia, come tutti i sistemi termoelettrici a concentrazione, i sistemi TCF, possono concentrare solo la radiazione solare diretta, per cui obbligano a rinunciare alla frazione diffusa della radiazione solare, captabile sia in condizioni di cielo coperto che nelle condizioni di cielo sereno.

A13.3.3 Architetture e strategie di puntamento delle superfici captanti dei sistemi solari fotovoltaici tradizionali

I **sistemi fotovoltaici** tradizionali (superficie captante piana, assenza di sistemi di concentrazione) sono in grado di convertire in potenza elettrica sia una frazione della radiazione diretta che una frazione della radiazione diffusa e non pongono vincoli particolari alle architetture di puntamento. La scelta di una architettura di puntamento dipende unicamente da considerazioni economiche (il sottosistema di puntamento implica infatti un investimento addizionale e costi maggiori di manutenzione).

Tenuto conto che la radiazione solare diffusa è la sommatoria di contributi provenienti da tutti i punti della volta celeste (per cui la massima captazione si ottiene con superficie captante orizzontale) mentre la radiazione solare diretta proviene in linea retta dal disco solare (per cui la massima captazione si ottiene con superficie captante normale ai raggi solari), le tecnologie FV tradizionali traggono il massimo vantaggio da architetture di puntamento a due assi, associate a strategie di puntamento dinamico. Infatti:

- Nelle condizioni di cielo sereno (allorché è massimo il contributo della radiazione diretta) la massima produzione di energia elettrica si ottiene con una strategia di puntamento che orienti la superficie captante normalmente ai raggi solari. Rispetto ad una superficie fissa orizzontale, nei giorni di cielo sereno questa strategia consente di captare dal 25% al 40% di energia in più.
- Nelle condizioni di cielo coperto (allorché è minimo il contributo della radiazione diretta) la massima produzione di energia elettrica si ottiene posizionando orizzontalmente la superficie captante.

Se un sistema fotovoltaico tradizionale adotta una architettura di puntamento ad inseguimento del disco solare, esso sarà in grado di intercettare:

1. In modo ottimale la radiazione diretta (che, come abbiamo visto, in condizioni di cielo sereno costituisce oltre il 90% della potenza radiante totale);

2. Solo parzialmente la radiazione orizzontale diffusa p_{dh} . Per la precisione, se $p_{dh}(t_1)$ è la densità di potenza radiante diffusa che una superficie orizzontale riceve all'istante t_1 , la densità di potenza della radiazione diffusa intercettata da una superficie piana normale ai raggi del sole (che formi l'angolo $\vartheta(t_1)$ con l'orizzonte), $p_{dn}(t_1)$, sarà una frazione $k(t_1)$ della densità di potenza $p_{dh}(t_1)$, cioè:

$$p_{dn}(t_1) = k \cdot p_{dh}^V(t_1) \quad (\text{A13.06})$$

Se consideriamo approssimativamente emisferica (angolo π , in radianti) la volta del cielo "vista" da una superficie captante orizzontale, quando la superficie captante presenta un angolo ϑ rispetto all'orizzonte, essa "non vede" una frazione ϑ (in radianti) della volta emisferica π , per cui la frazione k della volta emisferica che la superficie captante "vede" risulterà approssimativamente:

$$k \approx \frac{\pi - \vartheta}{\pi} = 1 - \frac{\vartheta}{\pi} \quad (\text{A13.07})$$

Come appare evidente, la frazione k è una grandezza deterministica, il cui valore è minore di 1 per ogni valore di ϑ diverso da zero.

Possiamo dunque concludere che, in un generico istante t_1 una superficie fotovoltaica piana di area a , orientata con angolo $\vartheta(t_1)$ ottimale⁶⁰, con efficienza di conversione η_D per la componente diretta ed efficienza di conversione η_d per la componente diffusa, produce una potenza elettrica costituita da due componenti:

- componente normale diretta: $P_{DN}(t_1) = \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}(t_1)$;
- componente normale diffusa: $P_{dn}(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot \frac{\pi - \vartheta(t_1)}{\pi} \cdot p_{dh}(t_1)$.

La potenza elettrica totale prodotta da quella superficie, sarà rappresentabile con la relazione:

$$P_T(t_1) = a \cdot \left\{ \eta_D \cdot p_{DN}(t_1) + \eta_d \cdot p_{dn}(t_1) \right\} \quad (\text{A13.08})$$

Come mostra la figura A11, nella fascia di latitudine nella quale è compresa la penisola italiana l'irraggiamento normale diretto presenta valori compresi fra 190 e 210 W/m². Sistemi di puntamento a due assi possono, nel corso di un anno, intercettare energia radiante diretta normale per un ammontare compreso fra 1.600 (Italia centro-settentrionale) e 1.800 kWh/m² (Italia meridionale e insulare). L'energia radiante diffusa può aggiungere un contributo variabile fra il 5% e il 10% del contributo dell'energia radiante diretta. Nella fascia di latitudine nella quale è compresa la penisola italiana sistemi di captazione FV a superficie piana in grado di convertire sia la componente diretta che quella diffusa della radiazione solare possono intercettare complessivamente energia radiante annua da 1.700 a 1.900 kWh/m² a seconda della latitudine e delle caratteristiche climatiche locali del sito. Ipotizzando che l'efficienza media pesata con la quale l'energia radiante totale viene convertita abbia un valore $\eta = 0,17$, nella stessa fascia di latitudine si potrà ricavare energia elettrica per un ammontare annuo variabile fra 290 e 310 kWh/m².

Disponendo di informazioni accurate sulla possibile evoluzione della copertura del cielo (per esempio con i sistemi di satelliti meteorologici), in linea di principio è possibile pianificare strategie di puntamento che massimizzino l'energia elettrica producibile e minimizzino il consumo di energia dei sottosistemi di puntamento.

⁶⁰ Come abbiamo visto nei paragrafi precedenti, l'angolo ottimale coincide con l'angolo che i raggi del sole formano con la normale alla superficie terrestre.

A13.3.4 Composizione dei contributi dei sottosistemi che compongono un campo solare

Tenendo conto delle considerazioni fin qui svolte, siamo interessati a stimare quanto potrebbe essere ampia la fascia di fluttuazione della potenza elettrica globale prodotta da un campo solare di grande estensione, per effetto della variabilità (nel tempo e nei vari punti della superficie terrestre) della funzione di trasferimento dell'atmosfera.

Un campo solare è normalmente costituito da numerosi sottosistemi di captazione.

Se il campo solare:

1. è localizzato in una fascia di latitudine di pochi gradi;
2. è costituito da κ sottosistemi di captazione fotovoltaici tradizionali (senza concentrazione);
3. tutti i suoi κ sottosistemi di captazione utilizzano la stessa strategia di puntamento a inseguimento del disco solare;
4. tutti i suoi κ sottosistemi di captazione hanno la stessa area captante netta a , e la stessa efficienza di conversione (η_D per la componente diretta e η_d per la componente diffusa)...

... allora la densità di potenza che raggiunge i diversi sottosistemi che compongono il campo solare potrà presentare differenze fra un sottosistema e l'altro, istante per istante, soltanto per effetto della variazione delle caratteristiche istantanee della funzione di trasferimento dell'atmosfera che sovrasta l'area geografica che ospita ciascun sottosistema.

I diversi scenari che si potrebbero presentare in questo quadro di ipotesi possono essere immaginati come sovrapposizione di tre "scenari base":

1. Cielo omogeneamente sereno;
2. Cielo omogeneamente coperto;
3. Cielo a nuvolosità variabile a scala inferiore a quella dell'estensione del campo.

A13.3.4.1 Scenario 1: "Cielo omogeneamente sereno"

In condizioni di **cielo omogeneamente sereno**, ciascuno dei κ sottosistemi di captazione del campo riceverà, in un generico istante t_1 , la stessa densità di potenza radiante solare normale diretta, $p_{DN}^S(t_1)$, e normale diffusa, $p_{dn}^S(t_1)$.

Pertanto, l' i -esimo sottosistema produrrà la potenza elettrica (vedi relazione A13.08):

$$(P_T^S(t_1))_i = a \cdot \{ \eta_D \cdot p_{DN}^S(t_1) + \eta_d \cdot p_{dn}^S(t_1) \} \quad (A13.09)$$

La potenza elettrica involuppo prodotta dal campo solare, $(P_{CS}^S(t_1))$, è data dalla somma deterministica delle potenze elettriche prodotte dai κ sottosistemi di captazione del campo.

Posto $A = \kappa \cdot a$:

$$P_{CS}^S(t_1) = A \cdot \{ \eta_D \cdot p_{DN}^S(t_1) + \eta_d \cdot p_{dn}^S(t_1) \} \quad (A13.10)$$

Com'è logico, date le ipotesi che abbiamo assunto, la potenza elettrica $(P_{CS}^S(t))$ è una grandezza deterministica, il cui valore dipende, istante per istante, praticamente solo dai moti di rotazione e rivoluzione del pianeta. I valori $(P_{CS}^S(t))$ rappresentano i valori massimi di potenza elettrica che il campo solare può produrre. In altre parole, se $(P_{CS}^V(t_1))$ è la potenza elettrica involuppo prodotta dal campo solare in condizioni di nuvolosità variabile:

$$(P_{CS}^V(t_1)) < (P_{CS}^S(t_1))$$

A13.3.4.2 Scenario 2: "Cielo omogeneamente coperto"

In condizioni di **cielo omogeneamente coperto**, la componente solare diretta è nulla per tutti i sottosistemi di captazione, mentre al componente solare diffusa tenderà a variare nel tempo per effetto della variabilità locale della densità della copertura nuvolosa. Come mostrano le figure A19 e A20, in un generico istante t_1 , l' i -esimo sottosistema di captazione riceverà la densità di potenza radiante solare diffusa, $(p_{dn}^C(t_1))_i$, approssimabile con la relazione:

$$(p_{dn}^C(t_1))_i = Y_i \cdot p_{dn}^S(t_1) \quad (A13.11)$$

nella quale:

- $p_{dn}^S(t_1)$ è la densità di potenza diffusa che il sottosistema capterebbe in condizioni di cielo sereno (densità identica per tutti i κ sottosistemi);
- Y_i è una variabile casuale, con valor medio $\mu_Y \approx E[Y] = 1$ e deviazione standard σ_Y .

Pertanto, l' i -esimo sottosistema produrrà la potenza elettrica:

$$(P_T^C(t_1))_i = \eta_d \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot a \cdot Y_i \quad (A13.12)$$

La potenza elettrica involuppo prodotta dal campo solare, $(P_{CS}^C(t_1))$, sarà data pertanto dalla relazione:

$$P_{CS}^C(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i \quad (A13.13)$$

La variabile $U = \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i$ è una variabile causale somma di κ variabili casuali Y_i . Se le variabili Y_i

sono statisticamente indipendenti, la densità di probabilità della variabile $U = \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i$ tenderà ad una gaussiana con valor medio $\bar{U} = \mu_U = \kappa \cdot \mu_Y \approx \kappa$ e deviazione standard $\sigma_U = \sqrt{\kappa} \cdot \sigma_Y$. Pertanto, al crescere di κ (numero dei sottosistemi del campo solare soggetti a perturbazioni statisticamente indipendenti della radiazione diffusa ricevuta), si riduce la fascia di variabilità $m\sigma_U = m\sqrt{\kappa} \cdot \sigma_Y$ (con m intero maggiore di 1) entro la quale i valori della variabile $U = \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i$ hanno una certa probabilità di cadere⁶¹.

La (A13.13), può essere riscritta come segue:

$$P_{CS}^C(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i \approx \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \{\mu_U \pm m\sigma_U\} \quad (A13.13a)$$

$$P_{CS}^C(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i \approx \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \{\kappa\mu_Y \pm m \cdot \sqrt{\kappa} \cdot \sigma_Y\} \quad (A13.13b)$$

$$P_{CS}^C(t_1) \approx \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \kappa \cdot \left\{ \mu_Y \pm m \cdot \frac{\sigma_Y}{\sqrt{\kappa}} \right\} \quad (A13.13c)$$

⁶¹ La probabilità che un qualsiasi valore di una variabile casuale U , con distribuzione delle probabilità di tipo gaussiano, cada all'interno di una fascia di ampiezza $\pm m \cdot \sigma_U$ attorno al valor medio μ_U aumenta con m : per $m=3$, la probabilità è del 99,73%, per $m=4$ del 99,994%, per $m=5$ del 99,99994%.

Nella relazione (A13.13c), posto $A = \kappa \cdot a$:

1. $\bar{P}_{CS_{dn}}^C(t_1) = \eta_d \cdot A \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \mu_Y$ è il valore atteso della potenza elettrica involuppo prodotta nell'istante t_1 per conversione dell'irraggiamento normale diffuso in condizioni di cielo omogeneamente coperto.
2. $\pm \Delta P_{CS_{dn}}^C(t_1) = \pm \eta_d \cdot A \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \frac{m \sigma_Y}{\sqrt{\kappa}}$ è la fascia di variabilità entro la quale il valore $P_{CS_{dn}}^C(t_1)$ tenderà a cadere con una determinata probabilità.

Il rapporto fra l'ampiezza della fascia di variabilità di $P_{CS_{dn}}^C(t_1)$ e il suo valore atteso $\bar{P}_{CS_{dn}}^C(t_1)$ ha la seguente forma:

$$\frac{\pm \Delta P_{CS_{dn}}^C(t_1)}{\bar{P}_{CS_{dn}}^C(t_1)} = \pm \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_Y} \quad (\text{A13.14})$$

La relazione (A13.14) indica che, al crescere di κ , diminuisce l'incidenza della fascia di variabilità sul valore atteso.

Se i valori che le variabili Y_i possono assumere sono equiprobabili, e se $\mu_Y \approx E[Y] = 1$ e $\sigma_Y = 0,5$, allora con probabilità 99,994% ($m = 4$) i valori $P_{CS_{dn}}^C(t)$ cadrebbero intorno ai valori attesi $\bar{P}_{CS_{dn}}^C(t)$ in una fascia di ampiezza dipendente dal numero κ di sottosistemi di captazione (dove κ è il numero di sottosistemi in grado di produrre potenze elettriche statisticamente indipendenti). Per $\kappa = 100$ e $\kappa = 1.000$, la fascia di variabilità risulta:

$$\pm \Delta P_{CS_{dn}}^C(t) = \pm \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \cdot \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_Y} = \pm \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \frac{4 \cdot 1}{\sqrt{100} \cdot 0,5} = \pm \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \cdot 0,8 \quad (\text{A13.15a})$$

$$\pm \Delta P_{CS_{dn}}^C(t) = \pm \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \cdot \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_Y} = \pm \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \frac{4 \cdot 1}{\sqrt{1.000} \cdot 0,5} = \pm \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \cdot 0,25$$

Per $\kappa = 100$ la fascia di variabilità è dell'ordine dell'80% dell'ampiezza dei corrispondenti valori attesi $\bar{P}_{CS_{dn}}^C(t)$, per $\kappa = 1.000$ si riduce al 25%.

I valori $(P_{CS}^C)_{min} = \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \left\{ 1 - \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_Y} \right\}$ rappresentano, con la confidenza stabilita dal valore di m , i

valori minimi di potenza elettrica che il campo solare può produrre. In altre parole, se $(P_{CS}^V(t_1))$ è la potenza elettrica involuppo prodotta dal campo solare in condizioni di nuvolosità variabile, con una probabilità determinata dal valore di m , vale la relazione:

$$(P_{CS}^V(t_1)) \geq (P_{CS}^C)_{min} = \bar{P}_{CS_{dn}}^C(t) \left\{ 1 - \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_Y} \right\} \quad (\text{A13.16})$$

A13.3.4.3 Scenario 3: "Cielo con nuvolosità disomogenea a piccola scala"⁶²

In condizioni di **cielo con nuvolosità variabile a piccola scala**, sia la componente solare diretta che quella diffusa sono soggette a variazione nel tempo. In un generico istante t_1 , l'*i*-esimo sottosistema capterà una potenza radiante totale, $(P_T^V(t_1))_i$, somma della componente normale diretta $(P_{T_{DN}}^V(t_1))_i$ e della componente normale diffusa $(P_{T_{dn}}^V(t_1))_i$, cioè:

$$(P_T^V(t_1))_i = (P_{T_{DN}}^V(t_1))_i + (P_{T_{dn}}^V(t_1))_i = a \cdot \{ \eta_D \cdot (p_{DN}^V(t_1))_i + \eta_d \cdot (p_{dn}^V(t_1))_i \} \quad (A13.17)$$

A13.3.4.3.1 Variabilità della componente normale diretta

Come mostrano le figure A21-A24 e come abbiamo visto nella relazione (A13.04), la componente normale diretta $(P_{T_{DN}}^V(t_1))_i$ può essere rappresentata nella forma:

$$(P_{T_{DN}}^V(t_1))_i = a \cdot \eta_D \cdot (p_{DN}^V(t_1))_i = a \cdot \eta_D \cdot (p_{DN}^S(t_1))_i \cdot X_i \quad (A13.18)$$

Nella (A13.18):

- $p_{DN}^S(t_1)$ è la densità di potenza diretta normale che il sottosistema capterebbe in condizioni di cielo sereno (densità identica per tutti i κ sottosistemi);
- X_i è una variabile casuale che può assumere valori compresi fra 0 e 1, valor medio $\mu_X \approx E[X] = 0,5$ e deviazione standard σ_X .

La componente normale diretta della potenza elettrica in sviluppo prodotta dal campo solare, $P_{CS_{DN}}^V(t_1)$, sarà data pertanto dalla relazione:

$$P_{CS_{DN}}^V(t_1) = \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} X_i \quad (A13.19)$$

La variabile $Z(t_1) = \sum_{i=1}^{\kappa} X_i$ è una variabile causale somma di κ variabili casuali X_i . Se le variabili

X_i sono, fra loro, statisticamente indipendenti, la densità di probabilità della variabile $Z = \sum_{i=1}^{\kappa} X_i$

tenderà ad una gaussiana con valor medio $\bar{Z} = \mu_Z = \kappa \cdot \mu_X \approx \frac{\kappa}{2}$ e deviazione standard

$\sigma_Z = \sqrt{\kappa} \cdot \sigma_X$. Pertanto, al crescere di κ (numero dei sottosistemi del campo solare soggetti a perturbazioni statisticamente indipendenti della radiazione diffusa ricevuta), si riduce la fascia di variabilità $m\sigma_Z = m\sqrt{\kappa} \cdot \sigma_X$ (con m intero maggiore di 1) entro la quale i valori della variabile

$Z = \sum_{i=1}^{\kappa} X_i$ hanno una certa probabilità di cadere.

⁶² Se ipotizziamo che il complesso di campi solari occupi una superficie notevole ma geograficamente concentrata, solo una nuvolosità variabile a piccola scala potrà determinare una variabilità stocastica nella radiazione solare captata dai diversi sottosistemi del campo. Se invece i campi solari del complesso sono distribuiti su territori geograficamente molto estesi (cosicché i sottosistemi siano spazati fra loro a tal punto che non possa esservi correlazione fra lo stato di nuvolosità che ciascuno di essi "vede" e quello "visto" da tutti gli altri), anche una nuvolosità variabile a grande scala potrà determinare una variabilità stocastica nella radiazione solare captata, istante per istante, dai diversi sottosistemi del complesso. In questo secondo caso, naturalmente, si dovrà tenere conto degli effetti delle differenze di latitudine e longitudine sulla durata delle finestre di irraggiamento diurno.

La (A13.19), può essere riscritta come segue:

$$P_{CS_{DN}}^V(t_1) = \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} X_i = \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \{\mu_Z \pm m \sigma_Z\} \quad (A13.20a)$$

$$P_{CS_{DN}}^V(t_1) = \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} X_i \approx \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \{\kappa \cdot \mu_X \pm m \cdot \sqrt{\kappa} \cdot \sigma_X\} \quad (A13.20b)$$

$$P_{CS_{DN}}^V(t_1) \approx \eta_D \cdot a \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \kappa \cdot \left\{ \mu_X \pm m \cdot \frac{\sigma_X}{\sqrt{\kappa}} \right\} \quad (A13.20c)$$

Nella relazione (A13.20c), posto $A = \kappa \cdot a$:

1. $\bar{P}_{CS_{DN}}^V(t_1) = \eta_D \cdot A \cdot p_{DN}^S(t_1) \cdot \mu_X$ è il valore atteso della potenza elettrica inviluppo prodotta nell'istante t_1 per conversione dell'irraggiamento normale diretto.
2. $\pm \Delta P_{CS_{DN}}^V(t_1) = \pm \eta_D \cdot A \cdot p_{DN}^S(t_1) m \cdot \frac{\sigma_X}{\sqrt{\kappa}}$ è la fascia di variabilità entro la quale il valore $P_{CS_{DN}}^V(t_1)$ tenderà a cadere con una determinata probabilità.

Il rapporto fra l'ampiezza della fascia di variabilità di $P_{CS_{DN}}^V(t_1)$ e il suo valore atteso $\bar{P}_{CS_{DN}}^V(t_1)$ ha la seguente forma:

$$\frac{\pm \Delta P_{CS_{DN}}^V(t_1)}{\bar{P}_{CS_{DN}}^V(t_1)} = \pm \frac{m \cdot \sigma_X}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_X} \quad (A13.21a)$$

La relazione (A13.21a) indica che, al crescere di κ , diminuisce l'incidenza della fascia di variabilità sul valore atteso.

Se i valori che le variabili X_i possono assumere sono equiprobabili, e se $\mu_X \approx E[Y] = 0,5$ e $\sigma_X = 0,29$, allora con probabilità 99,994% ($m = 4$) i valori $P_{CS_{DN}}^V(t)$ cadrebbero intorno ai valori attesi $\bar{P}_{CS_{DN}}^V(t)$ in una fascia di ampiezza dipendente dal numero κ di sottosistemi di captazione (dove κ è il numero di sottosistemi in grado di produrre potenze elettriche statisticamente indipendenti). Per $\kappa = 100$ e $\kappa = 1.000$, la fascia di variabilità risulta:

$$\pm \Delta P_{CS_{DN}}^V(t) = \pm \bar{P}_{CS_{DN}}^V(t) \cdot \frac{m \cdot \sigma_X}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_X} = \pm \bar{P}_{CS_{DN}}^V(t) \frac{4 \cdot 0,29}{\sqrt{100} \cdot 0,5} = \pm \bar{P}_{CS_{DN}}^V(t) \cdot 0,232 \quad (A13.21b)$$

$$\pm \Delta P_{CS_{DN}}^V(t) = \pm \bar{P}_{CS_{DN}}^V(t) \cdot \frac{m \cdot \sigma_X}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_X} = \pm \bar{P}_{CS_{DN}}^V(t) \frac{4 \cdot 0,29}{\sqrt{1000} \cdot 0,5} = \pm \bar{P}_{CS_{DN}}^V(t) \cdot 0,073 \quad (A13.21b)$$

Per $\kappa = 100$ la fascia di variabilità è dell'ordine del 23% dell'ampiezza dei corrispondenti valori attesi $\bar{P}_{CS_{DN}}^V(t)$, per $\kappa = 1.000$ si riduce a circa il 7%.

In figura A21 è mostrato graficamente l'effetto di "compressione" della fascia di variabilità della potenza elettrica inviluppo determinata, in una giornata prossima all'equinozio, dalla ipotizzata stocasticità delle caratteristiche locali della funzione di trasferimento dell'atmosfera. Nella figura sono evidenziati anche i luoghi dei punti di massimo (cielo omogeneamente coperto per l'intera giornata) e minimo (cielo omogeneamente sereno per l'intera giornata) della potenza elettrica inviluppo.

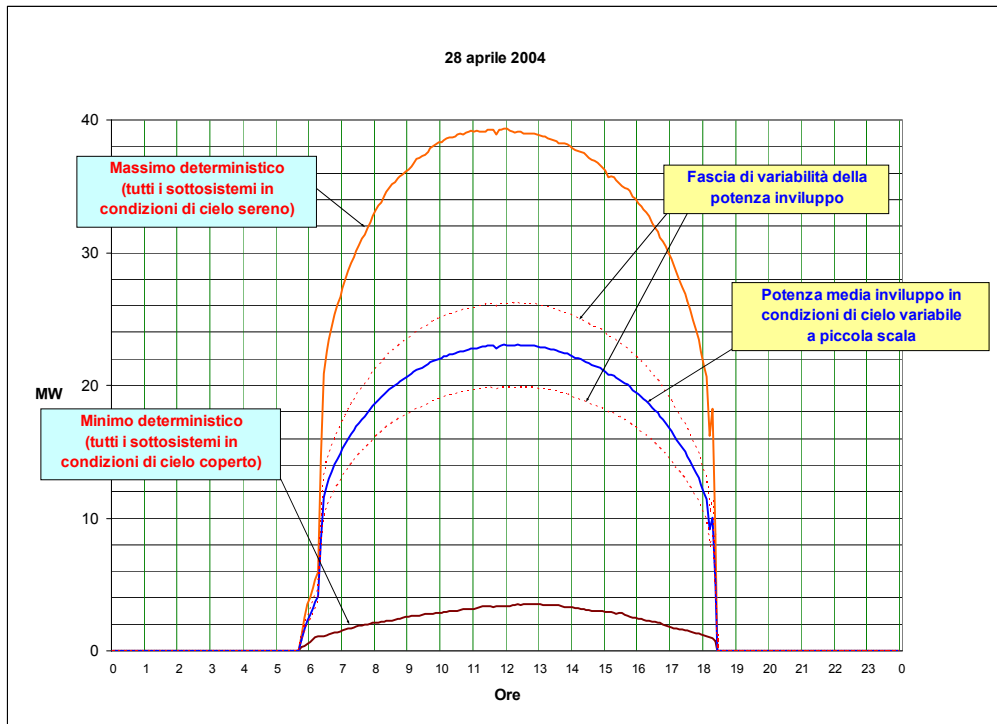


Figura A21: *Potenza inviluppo prodotta dalla componente normale diretta dell'irraggiamento solare in un giorno prossimo all'equinozio da un complesso di campi solari fotovoltaici composto da sottosistemi dislocati in un'area attorno alla latitudine 37 N, nel quadro di ipotesi assunte nel paragrafo A13.3.4.3. Il grafico è stato ricavato ipotizzando che il complesso sia costituito da 270 sottosistemi di captazione, ciascuno di 750 m², soggetti a condizioni di irraggiamento statisticamente indipendenti, cioè tali che lo stato di trasparenza del cielo sovrastante ciascuno dei sottosistemi sia statisticamente indipendente dallo stato di trasparenza del cielo sovrastante gli altri sottosistemi. Si è ipotizzato inoltre che la frazione diretta sia convertita in potenza elettrica con efficienza $\eta_D=0,2$. In questo quadro di ipotesi, con confidenza del 99,994% la fascia di variabilità della potenza inviluppo attorno al valore medio ha ampiezza pari a circa il 14% del valore della potenza media inviluppo.*

A13.3.4.3.2 Variabilità della componente normale diffusa

Come abbiamo visto nel paragrafo (A13.3.4.2), la componente normale diffusa $(P_{T_{dn}}^V(t_1))_i$ può essere rappresentata nella forma:

$$(P_{T_{dn}}^V(t_1))_i = a \cdot \eta_d \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot Y_i \quad (\text{A13.22})$$

Nella (A13.22):

- $p_{dn}^S(t_1)$ è la densità di potenza normale diffusa che il sottosistema capterebbe in condizioni di cielo sereno (densità identica per tutti i κ sottosistemi);
- Y_i è una variabile casuale, con valor medio $\mu_Y \approx E[Y] = 1$ e deviazione standard σ_Y .

La componente normale diffusa della potenza elettrica involuppo prodotta dal campo solare, $P_{CS_{dn}}^V(t_1)$, sarà data pertanto dalla relazione:

$$P_{CS_{dn}}^V(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i \quad (\text{A13.23})$$

La variabile $U = \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i$ è una variabile causale somma di κ variabili casuali Y_i . Se le variabili Y_i

sono statisticamente indipendenti, la densità di probabilità della variabile $U = \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i$ tenderà ad una gaussiana con valor medio $\bar{U} = \mu_U = \kappa \cdot \mu_Y \approx \kappa$ e deviazione standard $\sigma_U = \sqrt{\kappa} \cdot \sigma_Y$. Pertanto, al crescere di κ (numero dei sottosistemi del campo solare soggetti a perturbazioni statisticamente indipendenti della radiazione diffusa ricevuta), si riduce la fascia di variabilità $m\sigma_U = m\sqrt{\kappa} \cdot \sigma_Y$ (con m intero maggiore di 1) entro la quale i valori della variabile $U = \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i$ hanno una certa probabilità di cadere.

La (A13.23), può essere riscritta come segue:

$$P_{CS_{dn}}^V(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i \approx \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \{\mu_U \pm m\sigma_U\} \quad (\text{A13.24a})$$

$$P_{CS_{dn}}^V(t_1) = \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \sum_{i=1}^{\kappa} Y_i \approx \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \{\kappa\mu_Y \pm m \cdot \sqrt{\kappa} \cdot \sigma_Y\} \quad (\text{A13.24b})$$

$$P_{CS_{dn}}^V(t_1) \approx \eta_d \cdot a \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \kappa \cdot \left\{ \mu_Y \pm m \cdot \frac{\sigma_Y}{\sqrt{\kappa}} \right\} \quad (\text{A13.24c})$$

Nella relazione (A13.24c), posto $A = \kappa \cdot a$:

1. $\bar{P}_{CS_{dn}}^V(t_1) = \eta_d \cdot A \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot \mu_Y$ è il valore atteso della potenza elettrica involuppo prodotta nell'istante t_1 per conversione dell'irraggiamento normale diffuso.
2. $\pm \Delta P_{CS_{dn}}^V(t_1) = \pm \eta_d \cdot A \cdot p_{dn}^S(t_1) \cdot m \cdot \frac{\sigma_Y}{\sqrt{\kappa}}$ è la fascia di variabilità entro la quale il valore $P_{CS_{dn}}^V(t_1)$ tenderà a cadere con una determinata probabilità.

Pertanto, il rapporto fra l'ampiezza della fascia di variabilità di $P_{CS_{dn}}^V(t_1)$ ed il suo valore atteso $\overline{P}_{CS_{dn}}^V(t_1)$ assumerebbe valori che, con una certa probabilità (dipendente dai valori di κ , m , μ_Y , σ_Y), cadrebbero in una fascia descritta dalla relazione:

$$\frac{\pm \Delta P_{CS_{dn}}^V(t_1)}{\overline{P}_{CS_{dn}}^V(t_1)} = R_{CS} = \pm \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \cdot \mu_Y} = \pm \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{\kappa} \mu_Y} = \pm \frac{m}{\sqrt{\kappa}} R_Y \quad (\text{A13.25})$$

La relazione (A13.25a) indica che, al crescere di κ , diminuisce l'incidenza della fascia di variabilità sul valore atteso. Per esempio: per $m = 4$ (cioè con probabilità del 99,994%), il rapporto

$$R_{CS} = \frac{\pm \Delta P_{CS_{dn}}^V(t_1)}{\overline{P}_{CS_{dn}}^V(t_1)} \text{ è 10 volte più piccolo del rapporto } R_Y \text{ se } \kappa \geq 1.600.$$

Nelle fasce climatiche nelle quali si concentra la maggior parte della popolazione del pianeta gli scenari 1 e 2 sono assai meno frequenti dello scenario 3.

Al crescere dell'estensione territoriale del campo solare, la probabilità che si verifichi lo scenario 2 per tutti i sottosistemi diminuisce rapidamente, mentre aumenta la probabilità dello scenario 3.

A13.3.5 Parametri caratteristici dei sottosistemi FV

A13.3.5.1 Potenza nominale di un sottosistema FV

Come mostrano le figure A16-A24, la densità di potenza radiante normale diretta (DNI) in condizioni di cielo sereno in uno specifico punto della superficie terrestre varia nel tempo dal valore zero (nella finestra notturna) ad un valore di picco (in condizioni di cielo sereno e al centro della finestra diurna):

$$\left(p_{DN}^S\right)_p \approx 1 \text{ kW} / \text{m}^2 \quad (\text{A13.27})$$

Il valore $\left(p_{DN}^S\right)_p \approx 1 \text{ kW} / \text{m}^2$ è pressoché costante, almeno nella fascia della superficie terrestre nella quale si concentra la popolazione mondiale. In altre parole, può essere considerato approssimativamente indipendente dalla latitudine.

Proprio in virtù di questa proprietà dell'irraggiamento solare, la potenza elettrica nominale di una superficie captante FV, P_{EN} , espressa in W_E / m^2 , rappresenta il valore della potenza elettrica che la superficie FV produrrebbe se esposta a una densità di potenza radiante $\left(p_R\right)_{STC}$ standard (STC=Standard Test Conditions), cioè:

- densità di potenza radiante: $1 \text{ kW}_R / \text{m}^2$;
- contenuto spettrale: AM 1,5 (Air Mass $1,5^{63}$);
- temperatura delle celle FV: 25 °C.

In condizioni standard (STC), pertanto, la potenza elettrica di picco $\left(P_{Ep}\right)_{STC}$ erogata da un sottosistema di captazione solare, caratterizzato da una potenza elettrica nominale P_{EN} , sarà data da:

$$\left(P_{Ep}\right)_{STC} = P_{EN} \quad (\text{A13.28a})$$

Se il modulo FV ha area captante netta A_M , la relazione (A13.28a) potrà essere espressa nella forma di relazione fra potenze specifiche (in W/m^2):

$$\left(\frac{P_{Ep}}{A_M}\right)_{STC} = \left(p_{Ep}\right)_{STC} = \frac{P_{EN}}{A_M} = p_{EN} \quad (\text{A13.28b})$$

Se $\left(p_R\right)_{STC}$ è la densità di potenza della radiazione STC e p_{EN} è la potenza elettrica nominale del modulo FV, l'efficienza di conversione (in condizioni STC), η_{STC} , è definita dal rapporto:

$$\eta_{STC} = \frac{p_{EN} (\text{W}_E / \text{m}^2)}{\left(p_R\right)_{STC} (\text{W}_R / \text{m}^2)} \quad (\text{A13.29})$$

Tenendo conto della (A13.28b), la relazione (A13.29) può essere rappresentata anche nella forma:

$$A = \frac{P_{EN}}{\eta_{STC} \cdot \left(p_R\right)_{STC}} \quad (\text{A13.29a})$$

⁶³ AM 1 è l'acronimo con il quale si fa riferimento al contenuto spettrale della radiazione solare che abbia percorso attraverso l'atmosfera, in condizioni di cielo sereno, un tragitto "minimo" fino a livello del mare. Con AM 1,5 si fa riferimento al contenuto spettrale della radiazione solare che abbia percorso, attraverso l'atmosfera, in condizioni di cielo sereno, un tragitto 1,5 volte più lungo di quello "minimo".

Da questa relazione si può ricavare l'area captante netta A richiesta per produrre una potenza nominale P_{E_N} . Se, per esempio, l'efficienza di conversione dei moduli FV, incluso BOS, è $\eta_{STC} = 0,17$, allora un impianto con potenza nominale $P_{E_N} = 1 \text{ kW}$ dovrà avere un'area captante netta:

$$A = \frac{P_{E_N}}{\eta_{STC} \cdot (p_R)_{STC}} = \frac{1.000 \text{ W}}{0,17 \cdot 1000 \frac{\text{W}}{\text{m}^2}} = 5,88 \text{ m}^2 \quad (\text{A13.29b})$$

In condizioni reali di irraggiamento, la potenza elettrica specifica p_E effettivamente prodotta da un modulo FV, a cielo sereno e al centro della finestra di irraggiamento diurno, potrà discostarsi dal valore nominale p_{E_N} del modulo, per effetto degli scostamenti che le condizioni reali presentano rispetto alle condizioni STC (per esempio a carico della temperatura delle celle FV, del contenuto spettrale della radiazione solare effettivamente ricevuta, ecc.).

Ne consegue che l'efficienza di conversione effettiva del modulo FV può discostarsi, istante per istante, da quella di targa, definita dalla relazione (A13.29b).

Uno stesso modulo FV puntato normalmente ai raggi solari al centro della finestra diurna, a parità di condizioni (temperatura dei moduli, contenuto spettrale della radiazione solare captata), produce approssimativamente la stessa potenza elettrica di picco, indipendentemente dalla latitudine del sito nel quale viene posizionato.

A13.3.5.2 Producibilità di un sito

La densità di potenza media della radiazione normale diretta intercettata da un sottosistema di captazione in un intervallo di tempo T è data dal rapporto fra l'energia radiante specifica captata dal sottosistema nel tempo T e l'intervallo di tempo T :

$$\bar{p}_{R_{DN}} = \frac{e_{R_{DN}}|_T}{T} = \frac{1}{T} \cdot \int_T p_{R_{DN}}(t) dt \quad (\text{A13.30})$$

I valori di $\bar{p}_{R_{DN}}$ mediati su un anno ($T = 1 \text{ anno}$) sono riportati su mappe come quella di figura A11.

Dato un sito ζ e nota, da una qualsiasi mappa o tabella, la densità media annua della radiazione solare diretta normale ad esso associata, $\bar{p}_{R_{DN}}(\zeta)$ (W/m^2), l'energia radiante annua specifica

$e_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1 \text{ anno}}$ che un sottosistema di captazione riceverà in quel sito è dato dalla relazione:

$$e_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1 \text{ anno}} = \bar{p}_{R_{DN}}(\zeta) \cdot T = \bar{p}_{R_{DN}}(\zeta) \frac{\text{W}}{\text{m}^2} \cdot 8.766 \text{ h} = 8,766 \cdot \bar{p}_{R_{DN}}(\zeta) \frac{\text{kWh}}{\text{m}^2} \quad (\text{A13.31})$$

Come mostra la mappa di figura A11, la fascia delle terre emerse nella quale si concentra la maggioranza della popolazione mondiale presenta valori di $\bar{p}_{R_{DN}}$ variabili da $\bar{p}_{R_{DN}} = 160 \text{ W}/\text{m}^2$ (scozia, Svezia, ecc.) a $\bar{p}_{R_{DN}} = 260 \text{ W}/\text{m}^2$ (Il Cairo, Città del Capo, Melbourne, ecc.).

Tenendo conto della relazione (A13.31), possiamo introdurre la grandezza "producibilità del sito ζ ", $\Pi(\zeta)$, calcolabile con la relazione:

$$e_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1 \text{ anno}} = \bar{p}_{R_{DN}}(\zeta) \cdot T = (p_R)_{STC} \cdot \Pi(\zeta) \quad (\text{A13.32a})$$

Per come è ricavato, $\Pi(\zeta)$ rappresenta il numero di ore che una superficie normale ai raggi solari irradiata costantemente in condizioni STC impiegherebbe per intercettare l'energia radiante $e_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}}$.

Dalla (A13.32a) ricaviamo la relazione fra $\Pi(\zeta)$ e $\bar{p}_{R_{DN}}(\zeta)$:

$$\Pi(\zeta) = \frac{\bar{p}_{R_{DN}}(\zeta)}{(p_R)_{STC}} \cdot T = K(\zeta) \cdot T(\text{ore}) \quad (\text{A13.32b})$$

Nella (A13.32b) $K(\zeta) = \frac{\bar{p}_{R_{DN}}(\zeta)}{(p_R)_{STC}}$ è un numero puro. Esso rappresenta la frazione del tempo

$T = 1\text{ anno}$ che una superficie normale ai raggi solari irradiata costantemente in condizioni STC impiegherebbe per intercettare l'energia radiante $e_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}}$.

Nella tabella A21 sono mostrati i valori di $\bar{p}_{R_{DN}}(\zeta)$, $K(\zeta)$ e $\Pi(\zeta)$ per alcune zone del pianeta, e l'energia radiante cumulativa $e_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}}$ che una superficie di area unitaria normale ai raggi solari intercetterebbe in quelle zone.

	$\bar{p}_{R_{DN}}(\zeta)$	$e_{R_{DN}} _{T=1\text{anno}}$		$\Pi(\zeta)$	$K(\zeta)$
	W/m ²	kWh/anno·m ²	%	h	
Stoccolma	150	1.315	100%	1.315	0,15
Parigi	180	1.578	120%	1.578	0,18
Roma	200	1.753	133%	1.753	0,20
Palermo	220	1.929	147%	1.929	0,22
Il Cairo	260	2.279	173%	2.279	0,26

Tabella A21: Densità di potenza (mediata su un anno) della radiazione normale diretta in alcuni siti

Possiamo concludere che, per ottenere uno stesso valore di produzione annua di energia elettrica, si dovrà impiegare una superficie captante FV via via maggiore con il crescere della latitudine del sito che ospita il campo solare. Infatti, dalla (A13.32a), se A è l'area della superficie captante netta e η_{DN} è l'efficienza con la quale essa converte la radiazione normale diretta in energia elettrica:

$$E_{E_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}} = \eta_{DN} \cdot E_{R_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}} = \eta_{DN} \cdot A \cdot \bar{p}_{R_{DN}}(\zeta) \cdot T \approx \eta \cdot A \cdot (p_R)_{STC} \Pi(\zeta) \quad (\text{A13.33a})$$

$$A = \frac{E_{E_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}}}{\eta_{DN} \cdot \bar{p}_{R_{DN}}(\zeta) \cdot T} = \frac{E_{E_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}}}{\eta_{DN} \cdot (p_R)_{STC} \Pi(\zeta)} \quad (\text{A13.33b})$$

Ad esempio, per ottenere da un sottosistema FV a puntamento dinamico normale ed efficienza di conversione $\eta_{DN} = 0,17$, installato in un sito alla latitudine di Parigi ($\Pi(\text{Parigi}) = 1.578\text{ h}$), una produzione annua di energia elettrica $E_{E_{DN}}(\zeta)|_{T=1\text{anno}} = 10\text{ GWh}$, si dovrà dispiegare una superficie captante netta di circa 37 ettari:

$$A_{(\text{Parigi})} = \frac{E_{E_{DN}}|_{T=1\text{anno}}}{\eta_{DN} \cdot (p_R)_{STC} \Pi(\text{Parigi})} \approx \frac{10\text{ GWh}}{0,17 \cdot 1.000\text{ W/m}^2 \cdot 1.578\text{ h}} = 37.277\text{ m}^2$$

Se un sottosistema FV con le stesse caratteristiche ($\eta_{DN} = 0,17$) fosse dislocato in un sito alla latitudine de Il Cairo ($\Pi(\text{Il Cairo}) = 2.279\text{ h}$), per produrre la stessa energia elettrica annua sarebbe sufficiente una superficie captante netta di circa 2,6 ettari.

A13.4 Conclusioni

In base alle considerazioni svolte nei paragrafi precedenti, siamo ora in grado di stimare il comportamento globale di un sistema FV composto da sottosistemi di captazione distribuiti in un grande numero di siti spazati fra loro in modo da coprire una estesa regione geografica, cioè il comportamento di un "sistema fotovoltaico regionale" (sistema FR).

Se ipotizziamo, per semplicità di ragionamento, che:

1. il sistema FR abbia una distribuzione spaziale di alcune migliaia di km², cioè occupi un'area territoriale di alcune decine di gradi sia in termini di latitudine che in termini di longitudine (3-4 fusi orari);
2. il sistema FR sia costituito da n campi solari FV tradizionali (senza concentrazione) dislocati in n siti diversi, talché possiamo assumere che la potenza elettrica iniluppo che ciascun campo origina sia statisticamente indipendente dalle potenze elettriche iniluppo originate da tutti gli altri campi;
3. tutti i sottosistemi FV degli n campi solari del sistema FR utilizzino la stessa strategia di puntamento a inseguimento del disco solare e siano costituiti da moduli FV caratterizzati dalla stessa efficienza di conversione (η_D per la componente diretta e η_d per la componente diffusa);
4. che il sistema FR abbia area captante netta complessiva A_{FR} ,

allora, siamo in grado di affermare quanto segue:

1. La potenza elettrica iniluppo che il sistema FR produce è soggetta a variabilità deterministica con periodicità giornaliera (variabilità diurna della potenza radiante intercettata dall'area captante del sistema FR) e stagionale⁶⁴ (variabilità della durata della finestra di irraggiamento diurno). Per effetto di tale periodicità, la potenza elettrica iniluppo che il sistema FR produce varia da zero (nella finestra notturna) ad un valore massimo che, in condizioni di cielo sereno, è deterministicamente al centro della finestra diurna.
2. Per effetto della variabilità caotica della funzione di trasferimento dell'atmosfera, la potenza iniluppo prodotta dal sistema FR nella finestra diurna può assumere valori compresi fra:

- a. un valore minimo deterministico (corrispondente alle condizioni di cielo omogeneamente coperto su tutto il sistema FR) dato dalla relazione (A13.13c) che trascriviamo qui:

$$P_{FR_{min}}^V = \overline{P}_{FR}^C(t) = \eta_d \cdot p_{dn}^S(t) \cdot A_{FR} \cdot \left\{ \mu_Y - \frac{m \cdot \sigma_Y}{\sqrt{n \cdot \mu_Y}} \right\} \quad (\text{A13.13c})$$

- b. un valore massimo deterministico (corrispondente alle condizioni di cielo sereno su tutto il sistema FR) dato dalla relazione (A13.10) che trascriviamo qui:

$$P_{FR_{max}}^V(t) = P_{FR}^S(t) = A_{FR} \cdot \left\{ \eta_D \cdot p_{DN}^S(t) + \eta_d \cdot p_{dn}^S(t) \right\} \quad (\text{A13.10})$$

3. Al crescere di n (numero di campi solari con "regime di perturbazione atmosferica" statisticamente indipendente):
 - a. diminuisce progressivamente la probabilità che si manifesti lo scenario generalizzato di minimo deterministico rappresentato dalla relazione (A13.13c);
 - b. aumenta progressivamente la probabilità che, nell'atmosfera sovrastante i siti del sistema FR, si instauri lo scenario di "distribuzione casuale delle perturbazioni" rappresentato dalle relazioni (A13.20c) e (A13.24c).

⁶⁴ In un sito alla latitudine 37 N, per esempio, la durata della finestra di irraggiamento diurno varia da un minimo di circa 9 ore (il 37,5% della durata del giorno) in corrispondenza del solstizio d'inverno ad un massimo di circa 13,25 ore (il 55,2% della durata del giorno) in corrispondenza del solstizio d'estate.

4. In ogni caso, se almeno una parte dei sottosistemi di captazione del sistema FR sono concentrati in aree con clima arido e bassa frequenza della nuvolosità, diminuirà ulteriormente la probabilità che all'interno del sistema FR si instaurino condizioni generalizzate di minimo deterministico.
5. In conclusione, è possibile progettare il dispiegamento del sistema FR in modo che la potenza elettrica inviluppo da esso generata non si avvicini quasi mai alle condizioni di minimo deterministico (corrispondente alle condizioni di cielo omogeneamente coperto su tutto il sistema FR) dato dalla relazione (A13.13c). Questo fa della potenza elettrica inviluppo generata dal sistema FR un utilissimo strumento per gestire le fasi di picco della domanda della catena CEE dal momento che, nonostante la crescente tendenza delle moderne società a forzare i ritmi naturali dell'esistenza umana, permangono, fra la maggioranza della popolazione, incompressibili abitudini di vita che spingono a privilegiare il riposo in fase con l'intervallo notturno e l'attività lavorativa (ed il relativo picco di consumo di energia) in fase con la finestra di irraggiamento diurno.
6. Nella progettazione di un SEIS, deve essere attentamente osservato un principio di carattere generale:
E' vantaggioso che una frazione della potenza elettrica inviluppo che alimenta la catena CEE provenga da campi solari. Questa frazione, infatti, tenderà a produrre potenza elettrica in fase con i picchi della domanda della catena CEE, il che costituisce un vantaggio nella gestione delle fasi critiche della dinamica produzione/domanda di tale catena.

A14 Dinamica della potenza elettrica prodotta da campi eolici

Il contenuto energetico di una massa di aria in movimento è dato dalla sua energia cinetica, calcolabile con la relazione:

$$E_A = \frac{1}{2}mv^2 \quad (\text{A14.01a})$$

dove $E_A(t)$ (in J) è l'energia cinetica associata alla massa di aria m (in kg), $v(t)$ è la velocità della massa di aria (in m/s).

Se la densità dell'aria è ρ e il volume della massa di aria è V , allora:

$$E_A = \frac{1}{2}\rho Vv^2 \quad (\text{A14.01b})$$

Dato un flusso di aria che si muove con velocità $v(t)$, la potenza associata al flusso d'aria che attraversa una superficie, di area A , normale alla direzione del movimento, è data dall'energia cinetica del volume di aria che attraversa tale superficie nell'unità di tempo, cioè:

$$W_A = \frac{1}{2}\rho(Av)v^2 = \frac{1}{2}\rho Av^3 \quad (\text{A14.01c})$$

dove $W_A(t)$ (in W) è la potenza eolica, ρ è la densità dell'aria (pari a 1,225 kg/m³ a livello del mare, a pressione standard e temperatura di 15 °C), $v(t)$ è la velocità del flusso di aria (in m/s).

Il rapporto fra $W_A(t)$ e l'area A è la densità di potenza eolica (in W/m²), cioè:

$$w_A(t) = \frac{W_A(t)}{A} = \frac{1}{2}\rho v^3 \quad (\text{A14.01d})$$

La densità di potenza elettrica $w_E(t)$ che un aerogeneratore è in grado di erogare è una frazione η della densità di potenza eolica che la girante dell'aerogeneratore intercetta, cioè:

$$w_E(t) = \eta \cdot w_A(t) = \frac{1}{2}\eta \cdot \rho v^3 \quad (\text{A14.01e})$$

Il valore di η è sempre minore di 1 e dipende per lo più dalla forma della girante e dalla scala delle turbolenze del flusso di aria che la girante intercetta⁶⁵. In generale, pertanto, esso dipende anche dalla velocità del vento $v(t)$.

Per massimizzare la potenza elettrica ricavabile da un insieme di aerogeneratori in una specifica area geografica devono essere rispettati opportuni criteri, i più importanti dei quali sono i seguenti:

1. Scelta dei siti. Deve essere operata sulla base della produttività specifica rilevata con campagne di registrazione di lunga durata. A parità di velocità media del vento sono preferibili siti con velocità del vento relativamente costante per lunghi periodi di tempo⁶⁶ a quelli con maggiore frequenza di elevate velocità istantanee del vento ma con regime intermittente.

⁶⁵ L'efficienza media con la quale i moderni aerogeneratori convertono la potenza eolica in potenza elettrica si aggira sul 40-50%.

⁶⁶ In particolari aeree, anche estese, la velocità del vento tende a mantenersi al di sopra della soglia di cut-in (che dipende dalla taglia e dalle caratteristiche dell'aerogeneratore) per gran parte dell'anno. E' il caso, per esempio, della fascia degli alisei, i venti che spirano con grande frequenza (dal 50% al 90% del tempo) a velocità superiori alla tipica soglia di cut-in (4 m/s) sugli oceani fra i tropici e l'equatore.

2. Infrastrutture. Aerogeneratori con superficie attiva (pale delle giranti) più lontana dal suolo assicurano produttività specifica maggiore, perché la velocità del vento aumenta all'aumentare della distanza dalla superficie del pianeta.
3. Efficienza di conversione degli aerogeneratori. In base al profilo delle velocità del vento nei siti prescelti, dovranno essere identificate le soluzioni in grado di massimizzare l'energia elettrica prodotta annualmente.

A14.1 Componenti deterministiche e componenti aleatorie della velocità del vento in un sito

Ogni sito ha uno specifico profilo temporale delle velocità del vento. Nella maggioranza dei siti il profilo delle velocità sarà caratterizzato dalla sovrapposizione di componenti stagionali (quindi deterministiche) e componenti aleatorie.

Il profilo delle velocità del vento rilevate nel corso di circa 7 anni in un sito del territorio italiano è mostrato, come esempio, in figura A22. I valori sono stati misurati con finestre di misura della durata di un mese, in modo da mettere meglio in evidenza le componenti deterministiche (stagionali).

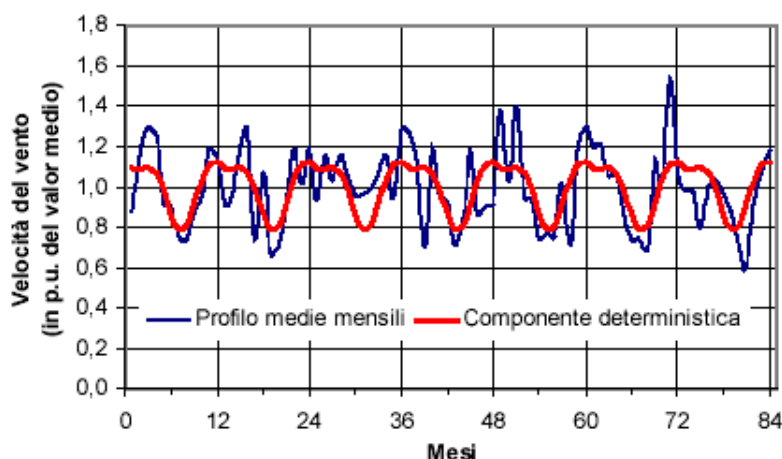


Figura A22: *Profili temporali delle medie mensili del vento di una tipica stazione anemometrica del territorio italiano ([14]).*

Sviluppando in serie di Fourier l'andamento nel tempo del profilo delle medie mensili (linea blu), si può verificare che tale profilo è costituito dalla sovrapposizione di due componenti:

1. Una componente deterministica (linea rossa), che fluttua attorno al valor medio di lungo periodo (nel grafico: 1,0 p.u.) in una fascia di ampiezza massima approssimativa +10%/-20% della velocità media di lungo periodo. Questa componente presenta un'armonica fondamentale molto pronunciata di periodicità annuale ed una seconda armonica, nettamente meno pronunciata, di periodicità semestrale.
2. Una componente aleatoria, data dalla differenza fra il profilo delle medie mensili (linea blu) e la componente deterministica delle medie mensili (linea rossa).

Ovviamente se i valori delle velocità del vento sono misurati con finestre temporali più brevi la componente aleatoria mostra fluttuazioni in una fascia più ampia attorno al valor medio di lungo periodo. Esempi di profili della velocità del vento rilevati con finestre temporali di 1 giorno e di 1 ora sono mostrati nelle figure A23 e A24.

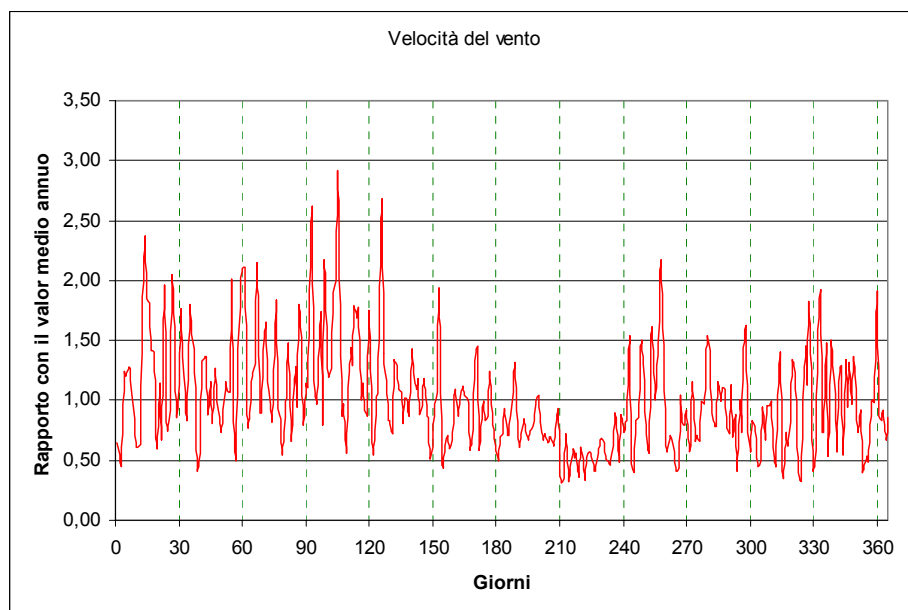


Figura A23: *Profilo temporale delle medie giornaliere della velocità del vento nel corso di un anno (2005). Elaborazione dai dati pubblicati per il sito di Elizabeth City, North Carolina (Elizabeth City State University) della rete CONFRM.*

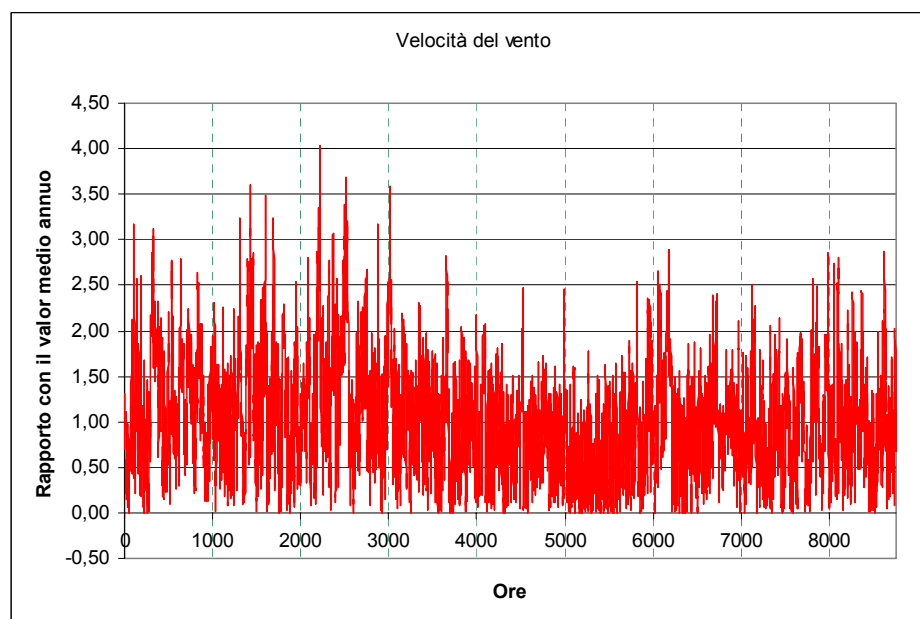


Figura A24: *Profilo temporale delle medie orarie della velocità del vento nel corso di un anno (2005). Elaborazione dai dati pubblicati per il sito di Elizabeth City, North Carolina (Elizabeth City State University) della rete CONFRM.*

Se si dispone, per un sito, dei valori di velocità del vento rilevati su lunghi periodi, è possibile ricavarne la curva delle frequenze dei diversi valori di velocità. In figura A25 è mostrata, a titolo di esempio, la curva delle frequenze delle velocità del vento rilevate con finestra temporale di 5 minuti nel sito di Elizabeth City, North Carolina (Elizabeth City State University) nel corso dell'anno 2005. Come mostra la figura, la curva delle frequenze della velocità del vento è generalmente asimmetrica rispetto al valor medio di lungo periodo (in figura A25 corrispondente all'ascissa 1).

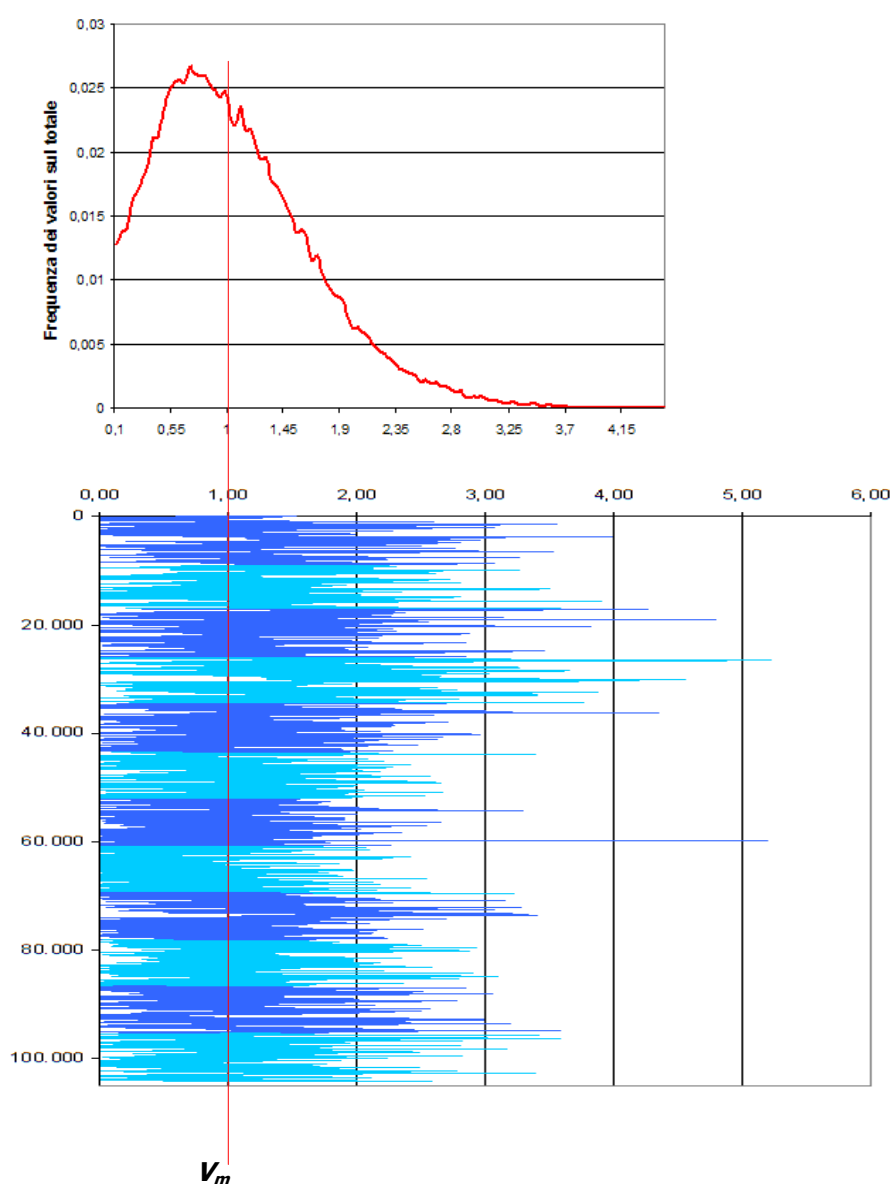


Figura A25: *Frequenze dei valori della velocità del vento (grafico in alto) ricavate dalla elaborazione degli oltre 100.000 valori della velocità del vento rilevati nel corso dell'anno 2005 con finestra di misura di 5 minuti (grafico in basso) nel sito di Elizabeth City, North Carolina. Le frequenze sono calcolate conteggiando il numero dei campioni che cadono in ciascuno degli intervalli di velocità stabiliti (in figura, ciascun intervallo ha ampiezza pari al 10% della velocità media di lungo periodo, V_m , indicata con l'ascissa unitaria nel grafico). Poiché i valori di velocità inferiori a V_m sono più probabili di quelli superiori a V_m , il grafico delle frequenze è asimmetrico rispetto a V_m . Esso mostra il tipico andamento di una distribuzione di Weibull.*

A14.2 Densità di probabilità delle velocità del vento. Modellizzazioni.

In generale, la distribuzione delle frequenze dei valori della velocità del vento in un sito risulta approssimabile analiticamente con una opportuna densità di probabilità di Weibull. L'individuazione della specifica funzione di densità di Weibull con la quale descrivere analiticamente il comportamento del vento in uno specifico sito richiede il calcolo di almeno due grandezze:

- la velocità caratteristica **c** (detta anche fattore di scala);
- il fattore di forma **k**.

La forma analitica della generica densità di Weibull classica (a due parametri) è la seguente:

$$f(v) = \frac{k}{c} \left(\frac{v}{c}\right)^{k-1} \cdot e^{-\left(\frac{v}{c}\right)^k} \quad (\text{A14.02})$$

dove $f(v)$ è la densità di probabilità del valore di velocità del vento v , mentre c e k sono rispettivamente il fattore di scala ed il fattore di forma della distribuzione.

Il fattore di scala c ha le dimensioni fisiche di una velocità ed è legato alla velocità media di lungo periodo del vento nel sito, V_m , e al fattore di forma k , tramite la relazione seguente:

$$c = \frac{V_m}{\Gamma\left(1 + \frac{1}{k}\right)} \quad (\text{A14.03})$$

dove $\Gamma(x)$ è la funzione "gamma" di Eulero. Per valori di k compresi fra 1,2 e 3,2 il fattore di scala è compreso fra $1,06 \cdot V_m$ e $1,12 \cdot V_m$.

Il fattore di forma k è adimensionale.

Noti i valori di k e la velocità media V_m , la deviazione standard della velocità del vento è calcolabile con la seguente relazione:

$$\sigma_v = c \cdot \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{k}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{k}\right)} \quad (\text{A14.04})$$

Come mostrano le relazioni (A14.03) e (A14.04):

- dato un valore di k , al crescere del valore di V_m aumenta il valore di c , per cui aumenta la deviazione standard della distribuzione (la curva "si allarga"), come mostra la figura A26;
- dato un valore di V_m , al crescere del valore di k diminuisce la deviazione standard della distribuzione (la curva "si restringe" e tende a diventare simmetrica), come mostra la figura A27.

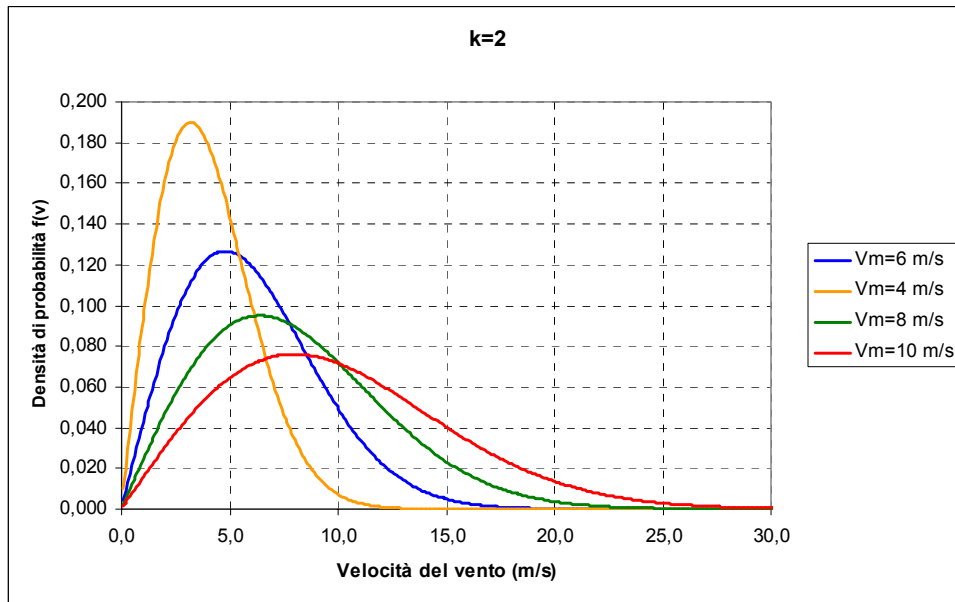


Figura A26: *Densità di Weibull a due parametri. In figura sono evidenziate le curve corrispondenti a $k=2$ e per valori di V_m (velocità media di lungo periodo del vento) crescenti (da 4 m/s a 10 m/s). Come si vede, al crescere di V_m , il grafico della densità di probabilità tende ad allargarsi, cioè diventano più probabili velocità del vento relativamente elevate (maggiori del valore medio V_m) e meno probabili quelle relativamente basse (minori del valore medio V_m).*

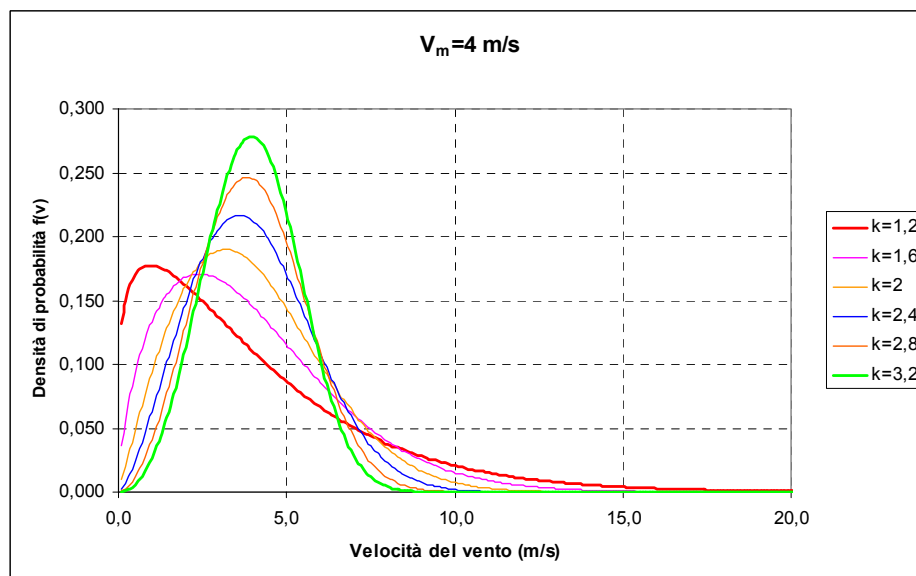


Figura A27: *Densità di Weibull a due parametri. In figura sono evidenziate le curve corrispondenti a $V_m=4$ m/s e per valori di k (fattore di forma della distribuzione) crescenti (da 1,2 a 3,2). Come si vede, al crescere di k , il grafico della la densità di probabilità tende a restringersi attorno al valor medio, cioè diventano meno probabili sia le velocità del vento relativamente alte (maggiori del valore medio V_m) che quelle relativamente basse (minori del valore medio V_m).*

Nella tabella A22 sono riportati i valori di deviazione standard della velocità del vento calcolati con la relazione (A14.04), in funzione dei valori di V_m e k .

VALORI DI σ_v , in m/s

		Velocità media del vento (m/s)							
		3	4	5	6	7	8	9	10
k	0,8	4,41	5,04	5,67	6,30	6,93	7,56	8,19	8,82
	1,0	3,50	4,00	4,50	5,00	5,50	6,00	6,50	7,00
	1,2	2,93	3,35	3,77	4,18	4,60	5,02	5,44	5,86
	1,4	2,53	2,90	3,26	3,62	3,98	4,34	4,70	5,07
	1,6	2,24	2,56	2,88	3,20	3,52	3,84	4,16	4,48
	1,8	2,01	2,30	2,59	2,87	3,16	3,45	3,74	4,02
	2,0	1,83	2,09	2,35	2,61	2,87	3,14	3,40	3,66
	2,2	1,68	1,92	2,16	2,40	2,64	2,88	3,12	3,36
	2,4	1,55	1,78	2,00	2,22	2,44	2,66	2,88	3,11
	2,6	1,45	1,65	1,86	2,07	2,27	2,48	2,69	2,89
	2,8	1,35	1,55	1,74	1,93	2,13	2,32	2,51	2,71
	3,0	1,27	1,45	1,64	1,82	2,00	2,18	2,36	2,54
	3,2	1,20	1,37	1,54	1,72	1,89	2,06	2,23	2,40
	3,4	1,14	1,30	1,46	1,62	1,79	1,95	2,11	2,27
	3,6	1,08	1,23	1,39	1,54	1,70	1,85	2,01	2,16
	3,8	1,03	1,18	1,32	1,47	1,62	1,76	1,91	2,06
4,0	0,98	1,12	1,26	1,40	1,54	1,68	1,82	1,96	

Tabella A22: Valori della deviazione standard delle velocità del vento in funzione dei parametri V_m (velocità media di lungo periodo) e k (fattore di forma)

Nella tabella A23 sono riportati i valori del rapporto fra deviazione standard e valor medio della velocità del vento, in funzione dei valori di V_m e k .

VALORI DEL RAPPORTO σ_v/V_m

		Velocità media del vento (m/s)							
		3	4	5	6	7	8	9	10
k	0,8	1,47	1,26	1,13	1,05	0,99	0,95	0,91	0,88
	1,0	1,17	1,00	0,90	0,83	0,79	0,75	0,72	0,70
	1,2	0,98	0,84	0,75	0,70	0,66	0,63	0,60	0,59
	1,4	0,84	0,72	0,65	0,60	0,57	0,54	0,52	0,51
	1,6	0,75	0,64	0,58	0,53	0,50	0,48	0,46	0,45
	1,8	0,67	0,57	0,52	0,48	0,45	0,43	0,42	0,40
	2,0	0,61	0,52	0,47	0,44	0,41	0,39	0,38	0,37
	2,2	0,56	0,48	0,43	0,40	0,38	0,36	0,35	0,34
	2,4	0,52	0,44	0,40	0,37	0,35	0,33	0,32	0,31
	2,6	0,48	0,41	0,37	0,34	0,32	0,31	0,30	0,29
	2,8	0,45	0,39	0,35	0,32	0,30	0,29	0,28	0,27
	3,0	0,42	0,36	0,33	0,30	0,29	0,27	0,26	0,25
	3,2	0,40	0,34	0,31	0,29	0,27	0,26	0,25	0,24
	3,4	0,38	0,32	0,29	0,27	0,26	0,24	0,23	0,23
	3,6	0,36	0,31	0,28	0,26	0,24	0,23	0,22	0,22
	3,8	0,34	0,29	0,26	0,24	0,23	0,22	0,21	0,21
4,0	0,33	0,28	0,25	0,23	0,22	0,21	0,20	0,20	

Tabella A23: Valori del rapporto fra deviazione standard della velocità del vento e valor medio di lungo periodo V_m , al variare di V_m e k

Una volta identificati (con opportuni metodi matematici⁶⁷) i valori di c e k della densità di Weibull che meglio approssima il profilo delle velocità del vento rilevato in uno specifico sito, l'uso della funzione analitica che corrisponde a tale densità permette di calcolare matematicamente, in modo

⁶⁷ Metodo dei minimi quadrati o altri metodi.

affidabile e senza dover ricorrere ai dati grezzi registrati, la producibilità che uno specifico aerogeneratore installato in quel sito sarebbe in grado di garantire.

Per quanto riguarda la relazione fra velocità media del vento e posizione geografica del sito, negli ultimi anni sono state elaborate mappe eoliche anche molto dettagliate di numerosi territori. Un esempio di mappa eolica con indicazione a colori dei valori di velocità media del vento a 50 metri sul livello del terreno è mostrato in figura A28 per l'intero territorio italiano. Mappe analoghe sono state elaborate per il territorio dell'Unione Europea.

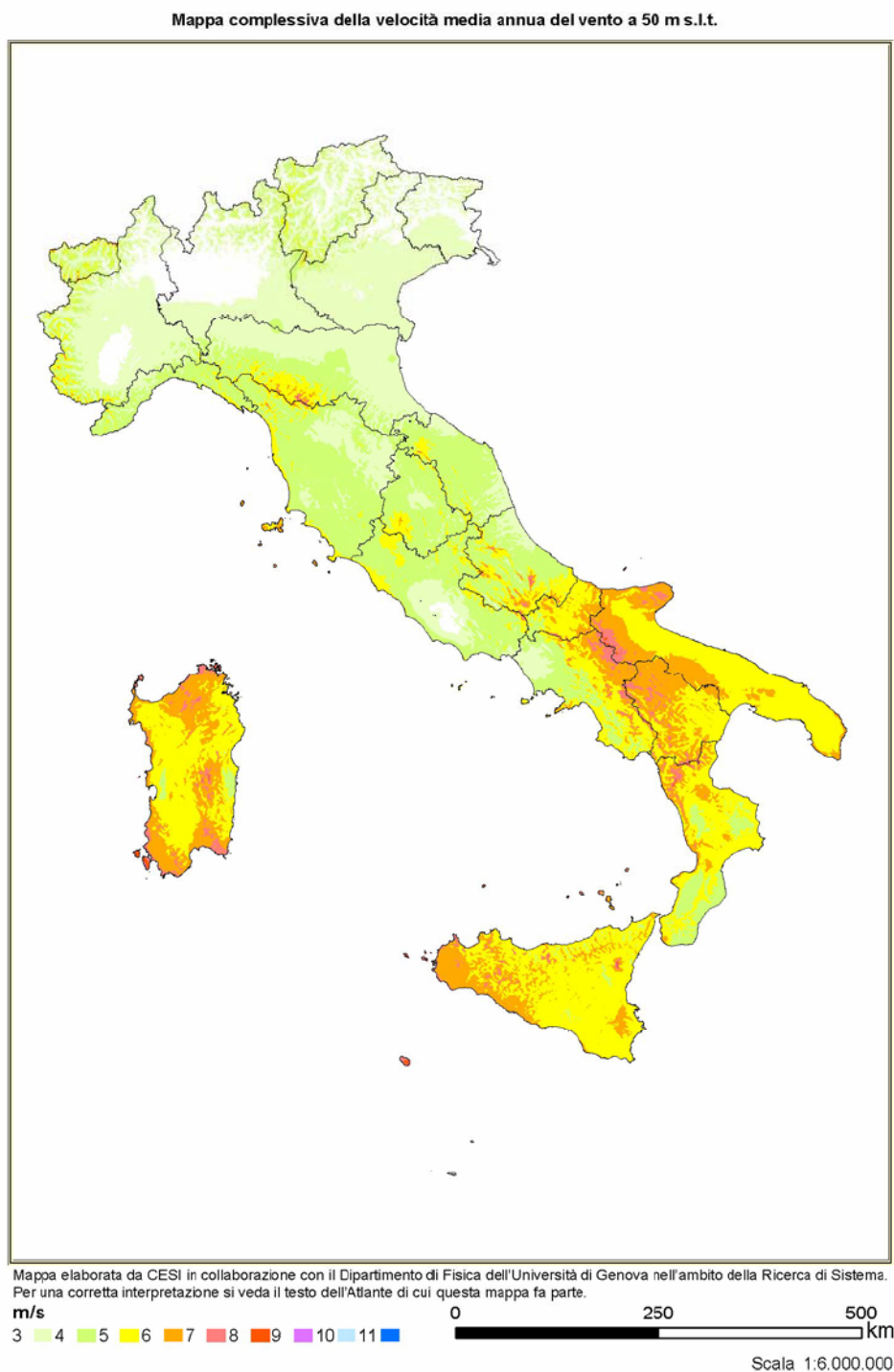


Figura A28: *Mappa eolica del territorio italiano. Per ciascun punto del territorio i colori indicano i valori di velocità media annua del vento. Con tutta evidenza, i territori più promettenti dal punto di vista della producibilità specifica sono quelli dell'Italia meridionale e insulare*

Come mostrano le relazioni A14.03 e A14.04, il fattore di scala c di una densità di Weibull è strettamente legato alla velocità media del vento, mentre il fattore di forma k è normalmente legato alle caratteristiche orografiche e climatiche del sito.

Una associazione semplificata, ma comunemente accettata, fra valori di k e caratteristiche orografiche/climatiche del sito è illustrata nella tabella A23.

	Valori di k	Caratteristiche orografiche/climatiche
1	1,2÷1,7	Siti montani
2	1,8÷2,5	Grandi pianure
3	2,5÷3,0	Velocità del vento amplificata dalla orografia
4	3,0÷4,0	Alisei, monsoni

Tabella A24: *Relazione (pragmatica) fra valori del fattore di forma k e caratteristiche orografiche e climatiche del sito*

I dati elaborati da Cesi⁶⁸ indicano che sul territorio italiano i valori del fattore di forma k generalmente variano nella gamma fra 0,6 e 2,1.

⁶⁸ [14]

A14.3 Potenza eolica. Valor medio e deviazione standard.

Come mostra la relazione (A14.01d), la densità di potenza eolica teorica w_A è proporzionale al cubo di v , cioè:

$$w_A = \alpha v^3 \quad (\text{A14.01d})$$

con $\alpha = \frac{\rho}{2}$.

Se la densità di probabilità di v è data dalla (A14.02), la densità di probabilità di w_A è data dalla relazione:

$$f(w_A) = \frac{k}{c} \left(\frac{\left(\frac{w_A}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}}}{c} \right)^{k-1} \cdot e^{-\left(\frac{\left(\frac{w_A}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}}}{c} \right)^k} \cdot \frac{d}{dw_A} \left[\left(\frac{w_A}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}} \right] \quad (\text{A14.05a})$$

Sviluppando i calcoli, si ottiene la seguente relazione:

$$f(w_A) = \frac{k}{\alpha c^3} \left(\frac{w_A}{\alpha c^3} \right)^{k-1} \cdot e^{-\left(\frac{w_A}{\alpha c^3} \right)^k} \quad (\text{A14.05b})$$

Posto $b = \alpha \cdot c^3$ e $m = \frac{k}{3}$, la relazione (A14.05b) assume la forma seguente:

$$f(w_A) = \frac{m}{b} \left(\frac{w_A}{b} \right)^{m-1} \cdot e^{-\left(\frac{w_A}{b} \right)^m} \quad (\text{A14.05c})$$

Nota la densità di probabilità $f(w_A)$, il valor medio μ_w e la deviazione standard σ_w della potenza eolica w_A sono calcolabili come segue:

$$\mu_w = b \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right) = \frac{\rho}{2} \cdot c^3 \cdot \Gamma\left(1 + \frac{3}{k}\right) \quad (\text{A14.06})$$

$$\sigma_w = b \cdot \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{m}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{m}\right)} = \frac{\rho}{2} \cdot c^3 \cdot \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{6}{k}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{3}{k}\right)} \quad (\text{A14.07})$$

Nelle tabelle A25 e A26 sono riportati rispettivamente i valori della media μ_w e della deviazione standard σ_w della potenza eolica w_A in funzione dei valori caratteristici del vento (velocità media V_m e fattore di forma k).

Per effetto delle relazioni (A14.06) e (A14.07), il valore teorico del rapporto $R_w = \frac{\sigma_w}{\mu_w}$ è

indipendente dalla velocità media del vento. Esso dipende infatti, soltanto dal fattore di forma, a sua volta strettamente collegato alle caratteristiche del sito. I valori calcolati in tabella A27 lo confermano.

Ne consegue che aerogeneratori co-locati, potrebbero essere soggetti a valori diversi della velocità media del vento (soprattutto se dislocati a differenti distanze dal suolo), ma in linea di principio dovrebbero sperimentare un regime del vento caratterizzato dallo stesso valore del fattore di forma

k e dallo stesso valore del rapporto $R_w = \frac{\sigma_w}{\mu_w}$.

VALORI DI μ_w , in W/m²

		Velocità media del vento (m/s)							
		3	4	5	6	7	8	9	10
k	0,8	188,6	447,0	873,1	1.508,7	2.395,8	3.576,3	5.092,0	6.984,9
	1,0	99,2	235,2	459,4	793,8	1.260,5	1.881,6	2.679,1	3.675,0
	1,2	66,0	156,5	305,7	528,3	838,8	1.252,2	1.782,9	2.445,6
	1,4	50,0	118,6	231,7	400,3	635,7	948,9	1.351,1	1.853,3
	1,6	41,0	97,2	189,9	328,2	521,1	777,9	1.107,6	1.519,3
	1,8	35,4	83,9	163,8	283,0	449,5	670,9	955,3	1.310,4
	2,0	31,6	74,9	146,2	252,7	401,2	598,9	852,8	1.169,8
	2,2	28,9	68,5	133,7	231,1	367,0	547,8	780,0	1.070,0
	2,4	26,9	63,8	124,5	215,2	341,7	510,0	726,2	996,2
	2,6	25,4	60,1	117,5	203,0	322,3	481,2	685,1	939,8
	2,8	24,2	57,3	111,9	193,4	307,2	458,5	652,9	895,6
	3,0	23,2	55,1	107,5	185,8	295,0	440,4	627,1	860,2
	3,2	22,4	53,2	103,9	179,6	285,1	425,6	606,0	831,3
	3,4	21,8	51,7	100,9	174,4	277,0	413,4	588,6	807,4
	3,6	21,3	50,4	98,4	170,1	270,1	403,2	574,0	787,4
	3,8	20,8	49,3	96,3	166,4	264,3	394,5	561,7	770,5
4,0	20,4	48,4	94,5	163,3	259,3	387,0	551,1	755,9	

Tabella A25: Valori della potenza eolica media, in funzione delle caratteristiche del vento V_m (velocità media di lungo periodo) e k (fattore di forma)

VALORI DI σ_w , in W/m²

		Velocità media del vento (m/s)							
		3	4	5	6	7	8	9	10
k	0,8	1.333,8	3.161,5	6.174,8	10.670,0	16.943,6	25.291,9	36.011,3	49.398,2
	1,0	432,5	1.025,2	2.002,4	3.460,1	5.494,5	8.201,7	11.677,8	16.019,0
	1,2	207,4	491,6	960,2	1.659,2	2.634,7	3.932,9	5.599,7	7.681,4
	1,4	123,5	292,8	571,9	988,3	1.569,3	2.342,6	3.335,4	4.575,4
	1,6	84,0	199,0	388,7	671,7	1.066,7	1.592,3	2.267,1	3.109,9
	1,8	62,2	147,4	288,0	497,6	790,2	1.179,5	1.679,4	2.303,7
	2,0	48,9	115,9	226,3	391,1	621,0	927,0	1.319,8	1.810,5
	2,2	40,1	95,0	185,5	320,6	509,1	760,0	1.082,1	1.484,3
	2,4	33,9	80,4	157,0	271,2	430,7	642,9	915,4	1.255,7
	2,6	29,4	69,6	136,0	235,0	373,1	557,0	793,1	1.087,9
	2,8	25,9	61,5	120,0	207,4	329,4	491,6	700,0	960,2
	3,0	23,2	55,1	107,5	185,8	295,0	440,4	627,1	860,2
	3,2	21,1	49,9	97,5	168,4	267,5	399,3	568,5	779,8
	3,4	19,3	45,7	89,2	154,2	244,9	365,5	520,5	713,9
	3,6	17,8	42,2	82,4	142,3	226,0	337,4	480,4	659,0
	3,8	16,5	39,2	76,6	132,3	210,1	313,6	446,5	612,5
4,0	15,5	36,6	71,6	123,7	196,4	293,2	417,4	572,6	

Tabella A26: Valori della deviazione standard della potenza eolica, in funzione delle caratteristiche del vento, V_m (velocità media di lungo periodo) e k (fattore di forma)

Nella tabella A26 sono riportati i valori del rapporto $R_w = \frac{\sigma_w}{\mu_w}$.

VALORI DI σ_w/μ_w

		Velocità media del vento (m/s)							
		3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	9,00	10,00
k	0,8	7,07	7,07	7,07	7,07	7,07	7,07	7,07	7,07
	1,0	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36	4,36
	1,2	3,14	3,14	3,14	3,14	3,14	3,14	3,14	3,14
	1,4	2,47	2,47	2,47	2,47	2,47	2,47	2,47	2,47
	1,6	2,05	2,05	2,05	2,05	2,05	2,05	2,05	2,05
	1,8	1,76	1,76	1,76	1,76	1,76	1,76	1,76	1,76
	2,0	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55
	2,2	1,39	1,39	1,39	1,39	1,39	1,39	1,39	1,39
	2,4	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26	1,26
	2,6	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16
	2,8	1,07	1,07	1,07	1,07	1,07	1,07	1,07	1,07
	3,0	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
	3,2	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94	0,94
	3,4	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88	0,88
	3,6	0,84	0,84	0,84	0,84	0,84	0,84	0,84	0,84
	3,8	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79
4,0	0,76	0,76	0,76	0,76	0,76	0,76	0,76	0,76	

Tabella A27: Valori del rapporto R_w fra la deviazione standard e il valor medio della potenza eolica, in funzione delle caratteristiche del vento, V_m (velocità media di lungo periodo) e k (fattore di forma)

A14.4 Conversione dell'energia eolica in energia elettrica

La conversione dell'energia cinetica del vento in energia elettrica viene effettuata dall'aerogeneratore. Data una specifica densità di probabilità delle velocità del vento, il progetto dell'aerogeneratore ha lo scopo di individuare le soluzioni in grado di massimizzare l'energia elettrica prodotta nel tempo di vita dell'aerogeneratore con il minimo costo complessivo (investimento iniziale e oneri di gestione).

A14.5 Curva di potenza di un aerogeneratore

Come abbiamo visto nella relazione (A14.01c), la potenza elettrica generata da un aerogeneratore è funzione del cubo della velocità istantanea del vento.

La relazione (A14.01c), tuttavia, è valida solo in una ben definita fascia di valori della velocità del vento, dal momento che inerzia meccanica, velocità di rotazione delle giranti (e quindi rumorosità) e resistenza dei materiali pongono limiti alla gamma di velocità del vento che l'aerogeneratore può utilizzare.

Questi limiti sono evidenziati in modo efficace dalla cosiddetta "curva di potenza" dell'aerogeneratore. Un tipico esempio di "curva di potenza" è mostrato in figura A29. Come si vede in figura, il funzionamento dell'aerogeneratore è caratterizzato da quattro fasce (cinque in caso di aerogeneratore con "soft cut-out"), delimitate da 3 (4) punti caratteristici:

- velocità di cut-in, v_{ci} ;
- velocità limite inferiore della potenza nominale, v_{ni} ;
- velocità limite superiore della potenza nominale v_{ns} ;

velocità di cut-out, v_{co} .

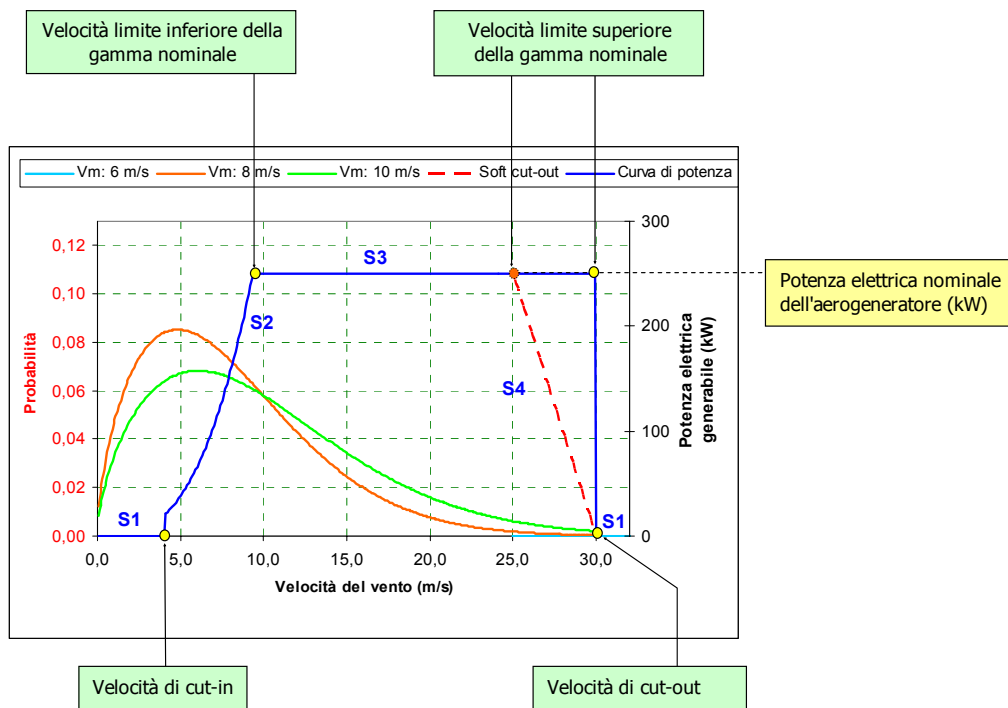


Figura A29: Nella figura sono riportate due curve di densità di probabilità delle velocità del vento (scala della densità di probabilità sull'asse verticale a sinistra) e la curva di potenza di un aerogeneratore (scala della potenza nominale dell'aerogeneratore sull'asse verticale a destra).

Nel grafico sono ben visibili quattro/cinque diverse fasce della curva di potenza, in ciascuna delle quali l'aerogeneratore ha comportamenti specifici:

Fascia A: da velocità del vento nulla fino alla velocità di cut-in, la girante dell'aerogeneratore è ferma (per inerzia). L'aerogeneratore non produce potenza elettrica (stato S1).

Fascia B: dalla velocità di cut-in alla velocità limite inferiore della "gamma nominale" l'aerogeneratore produce potenza elettrica proporzionale al cubo della velocità del vento (stato S2).

Fascia C: dalla velocità inferiore a quella superiore della "gamma nominale" l'aerogeneratore produce potenza elettrica pressoché costante (potenza elettrica nominale, stato S3).

Fascia D (solo in caso di "soft cut-out"): dalla velocità superiore della gamma nominale alla velocità di cut-out l'aerogeneratore produce potenza elettrica linearmente dipendente dalla velocità del vento (stato S4).

Fascia E: al di sopra della velocità di cut-out l'aerogeneratore è in standby (disaccoppiamento del carico dalla girante) e non produce potenza elettrica (stato S1).

Nel caso di aerogeneratori senza "soft cut-out", $v_{ns} = v_{co}$.

Le quattro (cinque) fasce e il comportamento dell'aerogeneratore in ciascuna di esse sono descrivibili come segue:

1. Velocità del vento inferiori alla velocità di cut-in⁶⁹, v_{ci} (fascia A). In questa fascia di velocità la girante dell'aerogeneratore è ferma (**stato S1**). Non c'è produzione di potenza elettrica. La produzione inizia quando la velocità del vento supera la velocità v_{ci} (il cui valore dipende dalla inerzia della macchina).

⁶⁹ La velocità di cut-in è la velocità minima del vento che permette l'avvio della produzione di potenza elettrica da parte dell'aerogeneratore. Quanto più leggera e reattiva è la macchina, tanto più bassa potrà essere la velocità di cut-in. Sono state progettate turbine eoliche con velocità di cut-in attorno a 2-3 m/s.

2. Velocità del vento compresa fra la velocità v_{ci} e la velocità inferiore della gamma nominale, v_{ni} (fascia B). E' il segmento della curva nella quale la girante dell'aerogeneratore è in movimento e gli sforzi della macchina sono inferiori al limite di carico nominale (**stato S2**). L'aerogeneratore produce potenza elettrica in modo proporzionale al cubo della velocità del vento.
3. Velocità del vento compresa fra il valore minimo v_{ni} e quello massimo v_{ns} della gamma nominale (fascia C). In questo segmento della curva, l'aerogeneratore pilota il carico in modo da mantenere entro la soglia di sicurezza gli sforzi ai quali sono sottoposti gli organi meccanici (**stato S3**). La potenza elettrica generata dall'aerogeneratore in questa fascia è pressoché costante (potenza nominale dell'aerogeneratore).
4. Velocità del vento compresa fra v_{ns} e la velocità di cut-out⁷⁰, v_{co} (fascia D).
Se l'aerogeneratore è dotato di "soft cut-out" in questa fascia di velocità esso riduce progressivamente il carico della girante (e quindi la potenza elettrica erogata) per sottrarre gli organi meccanici ai rischi di danneggiamento (**stato S4**). La potenza elettrica erogata è legata alla velocità del vento in modo approssimativamente lineare (soft cut-out) e si azzerà in corrispondenza della velocità v_{co} (linea tratteggiata rossa di figura A29).
Se l'aerogeneratore non è dotato di "soft cut-out", $v_{ns} = v_{co}$ (linea continua blu di figura A29).
5. Velocità del vento superiore alla velocità v_{co} (fascia E). La girante dell'aerogeneratore è disaccoppiata dagli organi di conversione dell'energia meccanica in energia elettrica, per cui la macchina non produce alcuna potenza elettrica (**stato S1**).

Come mostra chiaramente il grafico di figura A29, a parità di valori del fattore di forma k e a parità di curva di potenza dell'aerogeneratore, al crescere della velocità media del vento cresce la frazione delle velocità che permette il funzionamento dell'aerogeneratore nella sua gamma nominale.

In definitiva, se due aerogeneratori con la stessa curva di potenza vengono posizionati nella stessa area geografica (k simile o identico), l'aerogeneratore posizionato a quota più elevata rispetto al terreno (maggiore velocità media del vento) assicura una maggiore producibilità specifica.

Viceversa, confrontando la curva di potenza di figura A29 e il grafico delle densità di probabilità di figura A27, si nota facilmente che, se due aerogeneratori con la stessa curva di potenza vengono posizionati in aree geografiche con fattori di forma k diversi, a parità di velocità media del vento quello che opera in regime del vento con fattore di forma k maggiore assicurerà una producibilità specifica inferiore.

A seconda dell'andamento della densità di probabilità della velocità del vento nel sito in cui è installato, un aerogeneratore (caratterizzato da specifici valori di v_{ci} , v_{ni} , v_{ns} e v_{co}) sarà negli stati 1, 2, 3 e 4 per una specifica percentuale del tempo totale.

In tabella A28 sono indicati, a titolo di esempio, i valori percentuali teorici del tempo totale associati agli stati 1, 2, 3 e 4 al variare delle caratteristiche della densità di probabilità della velocità del vento (descritta univocamente dai parametri k e c), per un aerogeneratore con i seguenti valori caratteristici della curva di potenza:

- velocità di cut-in: 4 m/s;
- velocità limite inferiore della potenza nominale: 12 m/s;
- velocità limite superiore della potenza nominale: 25 m/s;
- velocità di cut-out: 30 m/s.

⁷⁰ La velocità di cut-out è la velocità massima del vento che l'aerogeneratore può sopportare senza danno. Quando il vento supera la velocità di cut-out, l'aerogeneratore dovrà essere posto fuori servizio, perché le sollecitazioni che esso dovrebbe subire potrebbero superare i limiti di rottura. Quanto più robusta (e quindi pesante) è la macchina, tanto più alta potrà essere la velocità di cut-out. Il valore della velocità di cut-out delle macchine commerciali è tipicamente attorno a 25-30 m/s

		Velocità media del vento (m/s)		
k	Stato	4	6	8
0,8	1	67,6	57,2	51,5
	2	25,8	30,1	31,1
	3	6,1	11,4	15,2
	4	0,4	1,3	2,2
1,0	1	63,7	49,8	42,1
	2	31,4	37,5	38,1
	3	4,7	11,9	17,8
	4	0,1	0,9	2,0
1,2	1	61,1	44,2	34,7
	2	35,9	44,3	44,4
	3	3,0	11,1	19,3
	4	0,0	0,4	1,5
1,4	1	59,1	39,8	29,1
	2	39,3	50,5	50,2
	3	1,6	9,6	19,7
	4	0,0	0,1	0,9
1,6	1	57,5	36,1	24,7
	2	41,7	56,2	55,5
	3	0,7	7,7	19,3
	4	0,0	0,0	0,4
1,8	1	56,3	32,9	21,2
	2	43,4	61,3	60,4
	3	0,3	5,8	18,2
	4	0,0	0,0	0,2

		Velocità media del vento (m/s)		
k	Stato	4	6	8
2,0	1	55,3	30,1	18,2
	2	44,6	65,7	64,9
	3	0,1	4,2	16,8
	4	0,0	0,0	0,0
2,2	1	54,5	27,6	15,7
	2	45,5	69,6	69,1
	3	0,0	2,9	15,2
	4	0,0	0,0	0,0
2,4	1	53,8	25,3	13,6
	2	46,2	72,9	72,9
	3	0,0	1,8	13,5
	4	0,0	0,0	0,0
2,6	1	53,2	23,2	11,8
	2	46,8	75,7	76,4
	3	0,0	1,1	11,9
	4	0,0	0,0	0,0
2,8	1	52,7	21,4	10,2
	2	47,3	78,0	79,5
	3	0,0	0,6	10,3
	4	0,0	0,0	0,0
3,0	1	52,2	19,7	8,8
	2	47,8	80,0	82,4
	3	0,0	0,3	8,8
	4	0,0	0,0	0,0

Tabella A28: *Persistenza (in percentuale del tempo totale) delle velocità istantanee del vento nelle fasce di velocità corrispondenti agli stati 1, 2, 3 e 4, nell'ipotesi che le fasce siano delimitate dai valori caratteristici seguenti:*

- **Fascia A (stato 1):** velocità compresa fra 0 m/s e 4 m/s (velocità di cut-in);
- **Fascia B (stato 2):** velocità compresa fra 4m/s (velocità di cut-in) e 12 m/s (velocità nominale inferiore);
- **Fascia C (stato 3):** velocità compresa fra 12m/s (velocità limite inferiore della potenza nominale) e 25 m/s (velocità limite superiore della potenza nominale);
- **Fascia D (stato 4):** velocità compresa fra 25m/s (velocità limite superiore della potenza nominale) e 30 m/s (velocità di cut-out);
- **Fascia E (stato 1):** velocità maggiore di 30 m/s (velocità di cut-out).

A14.5.1 Variabilità della potenza elettrica generata da un aerogeneratore

Tenendo conto delle modalità con le quali opera un aerogeneratore, possiamo modellizzare il suo comportamento considerando la curva di potenza come funzione di trasferimento che associa a ciascun valore della potenza eolica w_A la potenza elettrica w_E . Se assumiamo per semplicità una curva di potenza nella quale $v_{ns} = v_{co}$ (assenza di "soft cut-out") e se w_N è la densità di potenza elettrica corrispondente al funzionamento dell'aerogeneratore nello stato 3 (potenza nominale):

1. $w_E = 0$ per ogni valore $0 \leq w_A < w_{ci}$;
2. $w_E = \eta w_A$ per ogni valore $w_{ci} \leq w_A < w_{ni}$;
3. $w_E = w_N$ per ogni valore $w_{ni} \leq w_A < w_{co}$;
4. $w_E = 0$ per ogni valore $w_A > w_{co}$.

La funzione di trasferimento dell'aerogeneratore ha l'effetto di "comprimere le code" della densità di probabilità della potenza w_A , dal momento che la potenza di uscita w_E è diversa da zero soltanto nelle due fasce B e C, cioè per i valori $w_{ci} \leq w_A < w_{co}$.

Ciò implica la "compressione" dei momenti del primo e, ancor più, del secondo ordine della densità di probabilità della potenza w_E , per cui se μ_E è il valor medio della potenza elettrica uscente e σ_E la sua deviazione standard, il rapporto $R_E = \frac{\sigma_E}{\mu_E}$ assumerà valori inferiori a quelli dell'omologo

rapporto $R_A = \frac{\sigma_A}{\mu_A}$.

A titolo di esempio, se la funzione di trasferimento dell'aerogeneratore è caratterizzata dai valori caratteristici $v_{ci} = 4 \text{ m/s}$, $v_{ns} = 20 \text{ m/s}$, $v_{ns} = v_{co} = 30 \text{ m/s}$ e se ipotizziamo che η sia

indipendente dalla velocità del vento e che sia $\eta = 0,45$, il rapporto $R_E = \frac{\sigma_E}{\mu_E}$ assume i valori

indicati nella tabella A29. Se confrontiamo questi valori con quelli del rapporto $R_A = \frac{\sigma_A}{\mu_A}$ (vedi tabella A27), notiamo agevolmente che, a parità di regime del vento (k e V_m) la funzione di trasferimento dell'aerogeneratore ha l'effetto di produrre rapporti R_E che variano fra 0,76 e 3,91, mentre i rapporti R_A variano fra 0,76 e 7,07.

		$V_m \text{ (m/s)}$							
		3	4	5	6	7	8	9	10
k	0,8	3,91	3,11	2,65	2,37	2,17	2,04	1,94	1,86
	1,0	3,81	3,07	2,57	2,24	2,01	1,84	1,73	1,64
	1,2	3,35	2,89	2,49	2,16	1,92	1,74	1,60	1,50
	1,4	2,86	2,55	2,32	2,07	1,85	1,66	1,52	1,41
	1,6	2,53	2,21	2,07	1,93	1,77	1,60	1,46	1,34
	1,8	2,34	1,95	1,83	1,75	1,65	1,53	1,41	1,29
	2,0	2,23	1,76	1,63	1,58	1,53	1,45	1,35	1,25
	2,2	2,17	1,62	1,47	1,42	1,39	1,35	1,28	1,20
	2,4	2,16	1,52	1,35	1,30	1,28	1,25	1,21	1,15
	2,6	2,17	1,43	1,25	1,20	1,17	1,16	1,14	1,10
	2,8	2,20	1,37	1,17	1,11	1,09	1,08	1,07	1,04
	3,0	2,25	1,31	1,10	1,04	1,02	1,01	1,00	0,99
	3,2	2,33	1,27	1,04	0,97	0,95	0,94	0,94	0,93
	3,4	2,41	1,23	0,99	0,92	0,90	0,89	0,89	0,88
3,6	2,52	1,20	0,94	0,87	0,85	0,84	0,84	0,84	
3,8	2,64	1,17	0,90	0,83	0,81	0,80	0,80	0,80	
4,0	2,77	1,14	0,86	0,79	0,77	0,76	0,76	0,76	

Tabella A29: Valori del rapporto R_E in funzione della velocità media di lungo periodo del vento e del fattore di forma.

A14.5.2 Potenza elettrica prodotta da un insieme di aerogeneratori co-locati

Se nel sito j -esimo, caratterizzato da uno specifico regime dei venti (cioè da uno specifico fattore di forma k_j) vengono installati m_j aerogeneratori caratterizzati dalla stessa curva di potenza e dalla stessa efficienza di conversione η , tutti o quasi gli aerogeneratori del sito si troveranno, in uno stesso istante, nello stesso stato operativo della curva di potenza. In questo quadro di ipotesi, la potenza elettrica istantanea totale W_{ETj} prodotta dagli m_j aerogeneratori del sito è data, in linea teorica, dalla somma deterministica delle potenze elettriche erogate dagli m_j aerogeneratori.

Se indichiamo con $(\mu_j)_i$ il valor medio di lungo periodo della potenza elettrica $(W_{Ej})_i$ prodotta dall' i -esimo aerogeneratore e con $(\sigma_j)_i$ la sua deviazione standard, allora il valor medio di lungo periodo μ_{Tj} e la deviazione standard σ_{Tj} della potenza totale W_{ETj} sono dati dalle relazioni:

$$\mu_{Tj} = \sum_{i=1}^{m_j} (\mu_j)_i \quad (\text{A14.08})$$

$$\sigma_{Tj} = \sum_{i=1}^{m_j} (\sigma_j)_i \quad (\text{A14.09})$$

Posto $(R_j)_i = \frac{(\sigma_j)_i}{(\mu_j)_i}$, il rapporto $R_{Tj} = \frac{\sigma_{Tj}}{\mu_{Tj}}$ può essere espresso nella forma seguente:

$$R_{Tj} = \frac{\sigma_{Tj}}{\mu_{Tj}} = \frac{\sum_{i=1}^{m_j} (\sigma_j)_i}{\sum_{i=1}^{m_j} (\mu_j)_i} = \frac{\sum_{i=1}^{m_j} (R_j)_i (\mu_j)_i}{\sum_{i=1}^{m_j} (\mu_j)_i} \quad (\text{A14.10a})$$

In conclusione, il rapporto $R_{Tj} = \frac{\sigma_{Tj}}{\mu_{Tj}}$ è dato dalla media pesata dei rapporti $(R_j)_i$ rispetto ai valori $(\mu_j)_i$.

Poiché il valore del rapporto $(R_j)_i$ diminuisce al crescere di V_m (come mostra la tabella A29), allora possiamo affermare che i rapporti $(R_j)_i$ associati alle potenze elettriche erogate da ciascuno degli m_j aerogeneratori installati in un generico sito j -esimo sono tutti inferiori a un valore $R_{j\max}$. Poiché non è conveniente installare aerogeneratori in siti con bassi valori di V_m , possiamo ragionevolmente assumere (vedi tabella A29) che sia opportuno selezionare i siti eolici in modo che $R_{j\max}$ non presenti valori numerici maggiori di 3,0.

Da questi assunti e dalla relazione (A14.10a) consegue allora che:

$$R_{Tj} = \frac{\sigma_{Tj}}{\mu_{Tj}} = \frac{\sum_{i=1}^{m_j} (\sigma_j)_i}{\sum_{i=1}^{m_j} (\mu_j)_i} = \frac{\sum_{i=1}^{m_j} (R_j)_i (\mu_j)_i}{\sum_{i=1}^{m_j} (\mu_j)_i} < R_{j\max} \leq 3,0 \quad (\text{A14.10b})$$

A14.5.3 Potenza elettrica totale prodotta da un complesso di siti con regimi di vento statisticamente indipendenti

Dato un complesso di siti eolici, costituito da n siti, ciascuno dei quali:

1. caratterizzato da uno specifico regime del vento (cioè da un fattore di forma k_j);
2. con regime del vento statisticamente indipendente dal regime del vento di tutti gli altri siti;
3. equipaggiato con m_j aerogeneratori, con m_j equiprobabile fra zero e un valore massimo opportuno

.... se indichiamo con μ_{Tj} e σ_{Tj} rispettivamente il valor medio e la deviazione standard della potenza totale W_{ETj} erogata dall'insieme degli m_j aerogeneratori del generico sito j -esimo, allora, per il teorema del limite centrale della statistica, al crescere del numero dei siti n la densità di probabilità della potenza totale W_{ET} erogata dagli N aerogeneratori del complesso ($N = \sum_{j=1}^n m_j$) tende a una gaussiana il cui valore medio μ_T e la cui deviazione standard σ_T sono date dalle relazioni seguenti:

$$\mu_T = \sum_{j=1}^n \mu_{Tj} \quad (\text{A14.12})$$

$$\sigma_T = \sqrt{\sum_{j=1}^n \sigma_{Tj}^2} \quad (\text{A14.13})$$

Poiché per ogni sito, come abbiamo visto al precedente paragrafo, vale la relazione (A14.10a), allora, per ciascun sito:

$$\sigma_{Tj} = R_{Tj} \cdot \mu_{Tj} \quad (\text{A14.14})$$

Tenendo conto delle relazioni (A14.12), (A14.13), (A14.14) e (A14.10b), il rapporto $R_T = \frac{\sigma_T}{\mu_T}$ si può esprimere come segue:

$$R_T = \frac{\sigma_T}{\mu_T} = \frac{\sqrt{\sum_{j=1}^n \sigma_{Tj}^2}}{\sum_{j=1}^n \mu_{Tj}} = \frac{\sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj} \cdot \mu_{Tj})^2}}{\sum_{j=1}^n \mu_{Tj}} \quad (\text{A14.15})$$

E' possibile dimostrare che, per valori di n sufficientemente grandi e ipotizzando che $\mu_{Tj} = \mu$ per ogni valore di j (cioè che tutti i siti producano la stessa potenza elettrica media):

$$\mu_T = \sum_{j=1}^n \mu_{Tj} = n \cdot \mu \quad (\text{A14.16a})$$

$$\sigma_T = \sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj} \cdot \mu_{Tj})^2} = \mu \cdot \sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj})^2}$$

$$\sigma_T = \mu \cdot \sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj})^2} < \mu \cdot \sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj \max})^2} = \mu \cdot \sqrt{n \cdot (R_{Tj \max})^2} = \mu \cdot R_{Tj \max} \cdot \sqrt{n} \quad (\text{A14.16b})$$

$$R_T = \frac{\sigma_T}{\mu_T} = \frac{\sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj} \cdot \mu_{Tj})^2}}{\sum_{j=1}^n \mu_{Tj}} < \frac{R_{Tjmax}}{\sqrt{n}} \quad (A14.16c)$$

D'altra parte, in base alla relazione (A14.10b):

$$R_T = \frac{\sigma_T}{\mu_T} = \frac{\sqrt{\sum_{j=1}^n (R_{Tj} \cdot \mu_{Tj})^2}}{\sum_{j=1}^n \mu_{Tj}} < \frac{R_{Tjmax}}{\sqrt{n}} \leq \frac{3,0}{\sqrt{n}} \quad (A14.17)$$

Nella tabella A30 sono riportati i limiti superiori di R_T al variare di n .

n	$\frac{3,0}{\sqrt{n}}$
100	0,3000
200	0,2121
300	0,1732
400	0,1500
500	0,1342
600	0,1225
700	0,1134
800	0,1061
900	0,1000
1.000	0,0949

Tabella A30: *Limiti superiori (colonna destra) di R_T in funzione di n (numero di siti con regime del vento statisticamente indipendente).*

Nel quadro di ipotesi fin qui assunto, se si desidera che i valori della potenza totale W_{ET} non si discostino dal valore atteso μ_T per più del 30% del valore atteso stesso ($0,7 \cdot \mu_T \leq W_{ET} \leq 1,3 \cdot \mu_T$) per almeno il 95,45% del tempo (fascia pari a $2 \cdot \sigma_T$ ⁷¹), dovrebbero essere equipaggiati di aerogeneratori almeno 400 siti con regime del vento statisticamente indipendente. Peraltro, in virtù della simmetria della distribuzione gaussiana, 400 siti con regime del vento statisticamente indipendente produrranno una potenza elettrica i cui valori W_{ET} saranno inferiori al 70% del valore atteso ($W_{ET} < 0,7 \cdot \mu_T$) per non più del 2,28% del tempo.

⁷¹ La probabilità che un qualsiasi valore di una variabile casuale U , con distribuzione delle probabilità di tipo gaussiano, cada all'interno di una fascia di ampiezza $\pm m \cdot \sigma_U$ attorno al valore atteso μ_U aumenta con m : per $m=2$, la probabilità è del 95,45%, per $m=3$ del 99,73%, per $m=4$ del 99,994%, per $m=5$ del 99,99994%.

A14.5.4 Considerazioni conclusive

A differenza delle ipotesi assunte a scopo analitico nei paragrafi precedenti, la circolazione del vento sulla superficie del pianeta non presenta caratteri permanentemente deterministici né caratteri permanentemente stocastici, quanto, piuttosto, comportamenti caotici. Ciò significa che due punti della superficie del pianeta possono presentare andamento della velocità del vento nel tempo fortemente correlate (ad esempio se sono a breve distanza l'uno dall'altro e presentano forti analogie di orografia e rugosità) oppure non presentare alcuna correlazione (ad esempio se sono a grande distanza l'uno dall'altro e sono interessati da fenomeni circolatori a scala molto minore rispetto alla distanza fra i siti).

Ne consegue che la potenza elettrica totale prodotta da un complesso di campi eolici distribuiti in un grande numero di siti su un esteso territorio geografico potrà mostrare, in certi intervalli di tempo, i caratteri di una grandezza stocastica (trattabile come nel paragrafo precedente), mentre in altri intervalli di tempo potrà mostrare caratteri intermedi fra un comportamento spiccatamente deterministico ed uno spiccatamente stocastico.

Tenendo conto delle esigenze di un SEIS, è desiderabile che la variabilità della potenza elettrica in sviluppo sia confinabile entro una fascia quanto più possibile ristretta.

Tuttavia, se consideriamo i vincoli all'estensione dei sistemi eolici di captazione di un SEIS (imposti soprattutto dalle perdite della rete elettrica di trasporto, proporzionale alla distanza fra infrastrutture di captazione e rete di distribuzione dell'energia elettrica al consumo), dobbiamo ritenere inevitabile che l'instaurarsi di fenomeni di circolazione del vento a grande scala possano dare luogo a intervalli di tempo di esubero anche notevole della potenza elettrica totale e, per converso, a intervalli di tempo di deficit anche notevole.

Quanto frequenti, duraturi e profondi potrebbero essere questi episodi di esubero e deficit, dipenderebbe esclusivamente dall'effettiva estensione dei sistemi di captazione.

Una analisi che offra una stima matematica accurata della relazione fra frequenza/durata/profondità dei deficit ed estensione dei sistemi di captazione richiederebbe una trattazione che esula dagli scopi di questo documento.

Una analisi grossolana indica comunque che frequenza, durata e profondità dei deficit diminuiscono al crescere del numero dei siti purché sia bassa la correlazione temporale del regime dei venti nei diversi siti. Situazioni di turbolenza dei venti a piccola-media scala inducono intrinsecamente bassa correlazione del regime dei venti in siti dislocati a distanze maggiori della scala delle turbolenze.

D'altra parte, anche quando si instaurano regimi del vento relativamente stabili (privi di turbolenze) su larga scala, in virtù delle distanze anche notevoli che si verrebbero a creare fra campi eolici distribuiti su un esteso territorio, della relativamente bassa velocità del vento e della variabilità della velocità istantanea del vento a larga scala, le potenze in sviluppo generate dai diversi campi eolici del complesso presenterebbero una correlazione temporale relativamente limitata.

BIBLIOGRAFIA

[1]	ENEA, Rapporto Energia e Ambiente 2004 ⁷²
[2]	ENEA, Compendio del Rapporto Energia e Ambiente 2004 ⁷³
[3]	Nanotecnologie, pubblicazione della Commissione Europea (Direzione generale Ricerca, Direzione G — Tecnologie industriali, Unità G.4 — Nanoscienze e nanotecnologie) ⁷⁴
[4]	I. Pasquon, F. Pregaglia, Principi della chimica industriale, Città Studi Edizioni, 1998
[5]	Commissione Europea, World Energy, technology and climate policy outlook 2030, 2003 ⁷⁵ .
[6]	William F. Ruddiman, Quando iniziamo ad alterare il clima, Le Scienze n. 441, maggio 2005, pagg. 46-53
[7]	James Hansen, Riscaldamento Globale: una bomba da disinnescare, Le Scienze n. 428, aprile 2004, pagg. 69-77
[8]	Richard B. Alley, I ghiacci, all'improvviso, Le Scienze n. 437, gennaio 2005, pagg. 77-83
[9]	Paul F. Hoffmann e Daniel P. Schrag, Una Terra a palla di neve, Le Scienze, n. 382, giugno 2000, pagg. 82-90
[10]	IPCC, Third Assessment Report – Climate Change 2001 ⁷⁶
[11]	Paul Roberts, Dopo il petrolio, Einaudi, 2004
[12]	ENEA. Energie rinnovabili ⁷⁷
[13]	Enciclopedia, UTET, 2003
[14]	Atlante eolico dell'Italia, CESI, novembre 2002 ⁷⁸
[15]	Daniel Dennet, L'idea pericolosa di Darwin, Bollati Boringhieri, 1995
[16]	Ugo Spezia, Energia: quale futuro?, Le Scienze n. 442, giugno 2005, pagg. 42-49
[17]	S. W. Popper, R. J. Lempert e S.C. Benkes, La forma del futuro, Le Scienze n. 442, giugno 2005, pagg. 50-56
[18]	A. Lorenzoni, L. Zingale (a cura di), Le fonti rinnovabili di energia, Franco Angeli, 2004
[19]	Legambiente, Rapporto sulle energie rinnovabili 2004, Carsa Edizioni, 2004
[20]	A. Sacco, Fondamenti di Chimica, CEA, 1996
[21]	K. Peter C. Vollhardt, Neil E. Schore, Chimica Organica, Zanichelli, 2004
[22]	Aldo Conti, Metano non biologico, Le Scienze, n. 438, febbraio 2005, pag. 35.
[23]	Ennio Macchi, Dall'economia del petrolio a quella dell'idrogeno, Milano 2003
[24]	Jared Diamond, Collasso, Einaudi, 2004
[25]	Matthew L. Wald, Economia all'Idrogeno, Le Scienze, n. 430, giugno 2004, pag. 58-65
[26]	Paolo Silvestroni, Fondamenti di Chimica, CEA-Zanichelli, 1996
[27]	Jeremy Rifkin, Economia all'idrogeno, Mondadori 2002
[28]	Peter Hoffmann, L'era dell'idrogeno, Franco Muzzio Editore, 2002
[29]	Fondazione Edison, Le grandi infrastrutture di rete, Il Mulino, 2004
[30]	Ulf Bossel, Baldur Eliasson, The future of the Hydrogen Economy: Bright or Bleak?, 15/4/2003 ⁷⁹
[31]	Enciclopedia "La Scienza", UTET, 2005
[32]	A. Girelli, L. Matteoli, F. Parisi, Trattato di chimica industriale e applicata, Zanichelli, 1983
[33]	Mark Lynas, Notizie da un pianeta rovente, Longanesi, Milano, 2005
[34]	Joseph Stiglitz, Il volto positivo della globalizzazione, Le Scienze, n. 447, nov. 2005, pag. 16-17
[35]	Leo E. Ricci, Tutta colpa dei gas idrati, Le Scienze, n. 447, nov. 2005, pag. 36-37
[36]	Gianni Silvestrini, Verso la fine del petrolio, Le Scienze, n. 447, nov. 2005, pag. 80-85
[37]	European Commission, Doing more with less (Green paper on energy efficiency), 2005
[38]	Sandro Pignatti, Bruno Trezza, Assalto al Pianeta, Bollati Boringhieri, 2000
[39]	Hermann Scheer, Il solare e l'economia globale, Edizioni Ambiente, 2004
[40]	AA. VV., Enciclopedia della Chimica, Garzanti, 2002
[41]	Yunus A. Çengel, Termodinamica e trasmissione del calore, McGraw-Hill, 2005
[42]	G. A. Olah, A. Goepfert, G.K. S. Prakash, Beyond Oil and Gas: the Methanol Economy, Wiley-VCH, 2006
[43]	AA.VV. Atlante Geografico De Agostini, 2004
[44]	Nicholas Georgescu-Rögen, Energia e miti economici, Bollati Boringhieri, 1998
[45]	IPCC Special Report on Carbon Dioxide Capture and Storage, IPCC, 2005

⁷² File "Analisi_04.pdf"

⁷³ File "Compendio_04 ENEA.pdf"

⁷⁴ File "Nanotecnologie cordis.pdf" (Unione Europea, 2004, ISBN 92-894-8888-3, 2004)

⁷⁵ File "weto_final_report.pdf"

⁷⁶ www.ipcc.ch

⁷⁷ File "ENEA. Energie rinnovabili.pdf"

⁷⁸ File "Atlanteeolico.pdf"

⁷⁹ File "E02 Hydrogen Economy Report.pdf"

ACRONIMI

ACRONIMO	SIGNIFICATO
AT	Alta Temperatura (in alcuni contesti: "Alta Tensione")
BAU	Business as Usual
BOS	Balance Of System (Invertitore/trasformatore che permette di convertire la tensione continua prodotta da moduli FV in tensione alternata di opportuno valore)
BP	Bacino di Produzione
BP-C	Bacino di Produzione di Energia Chimica
BP-E	Bacino di Produzione di Energia Elettrica
BT	Bassa Temperatura
BU	Bacino di Utenza
BU-CG	Bacino di Utenza di energia chimica allo stato gassoso
BU-CL	Bacino di Utenza di energia chimica allo stato liquido
BU-E	Bacino di Utenza di energia elettrica
C	Carbonio
CA	Carbone
CBP-C	Collezione dei BP-E che fanno parte di un SEIS-MB
CBP-E	Collezione dei BP-E che fa parte di un SEIS-MB
CBU-CL	Collezione dei BU-CL che fanno parte di un SEIS-MB
CBU-E	Collezione dei BU-E che fa parte di un SEIS-MB
CCE	Convertitore di Energia Chimica in Energia Elettrica
CEC	Convertitore di Energia Elettrica in Energia Chimica
CEE	Catena dell'Energia Elettrica
CEE-C	Segmento chimico della catena CEE
CEE-CF	Catena dell'Energia Elettrica del dominio CF
CEE-CFS	Catena dell'Energia Elettrica del SEIS "CF- sostitutiva", cioè che sostituisce completamente la catena CEE del dominio CF
CEE-S	Catena dell'Energia Elettrica del SEIS (viene troncato a CEE se il contesto non dà adito a dubbi sul fatto che si faccia riferimento alla catena CEE del SEIS)
CET	Catena dell'Energia Termica
CET-CF	Catena dell'Energia Termica del dominio CF
CET-S	Catena dell'Energia Termica del SEIS (viene troncato a CET se il contesto non dà adito a dubbi sul fatto che si faccia riferimento alla catena CET del SEIS)
CF	Combustibili Fossili
CFS	Sostitutivo del dominio CF
CH₃OH-ZE	Metanolo Zero Emission (prodotto per sintesi da carbonio proveniente dalla biosfera)
CMV	Catena della Mobilità Veicolare
CMV-C	Segmento chimico della catena CMV
CMV-CF	Catena della Mobilità Veicolare del dominio CF
CMV-DC	Segmento chimico della catena CMV ospitato all'esterno dell'NC (dall'NC alla ruota)
CMV-NC	Segmento chimico della catena CMV ospitato nell'NC del NEI
CMV-S	Catena della Mobilità Veicolare del SEIS (viene troncato a CMV se il contesto non dà adito a dubbi sul fatto che si faccia riferimento alla catena CMV del SEIS)
CNE	Collezione dei nodi elettrici (NE) che fanno parte di un SEIS-MB
CO₂-ZE	Biossido di Carbonio "Zero Emission" (prodotto con carbonio proveniente dalla biosfera)
COP	Coefficient of Performance
CPA	Combinatore di Potenza Accumulata (Funzione contenuta nel blocco CNE del SEIS-MB)

ACRONIMO	SIGNIFICATO
D1	Stato di deficit elettrico profondo di un cluster di UT, la cui copertura non è possibile con EED2R e/o EED2B, per cui si richiede la produzione di EED1 (per conversione di metano prelevato dal sottosistema S _{AM})
D2	Stato di deficit elettrico non profondo di un cluster di UT, la cui copertura è possibile con EED2R e/o EED2B, senza ricorrere alla produzione di EED1 (per conversione di metano prelevato dal sottosistema S _{AM})
DHI	Diffuse Horizontal Irradiance
DNI	Direct Normal Irradiance
E	Stato di esubero elettrico della catena CEE. A questo stato è associata la produzione di CH ₃ OH-ZE di sintesi per la catena CMV
ECN	Frazione dell'energia primaria che alimenta il SEIS resa disponibile dai BP nella forma di energia chimica (Energia Chimica Nativa)
EE	Energia Elettrica
EED	Energia Elettrica derivata (da energia chimica)
EED1	Energia Elettrica Derivata (da energia chimica) la cui produzione viene attivata quando il cluster di UT è in stato di deficit D1
EED2	Energia Elettrica Derivata (da energia chimica) la cui produzione viene preferibilmente attivata quando il cluster di UT è in stato di deficit D2
EED2B	Energia Elettrica Derivata (da scarti di biomasse) la cui produzione viene preferibilmente attivata quando il cluster di UT è in stato di deficit D2
EED2R	Energia Elettrica Derivata (da RUI) la cui produzione viene preferibilmente attivata quando il cluster di UT è in stato di deficit D2
EEN	Frazione dell'energia primaria che alimenta il SEIS resa disponibile dai BP nella forma di energia elettrica (Energia Elettrica Nativa)
EEN-NA	Energia Elettrica Nativa Non Accumulabile
EN-CF	Energia Netta CF
EN-CFS	Energia Netta "CF Sostitutiva"
EP-CF	Energia Primaria nel dominio CF
EP-CFS	Energia Primaria "CF Sostitutiva"
FC	Fuel Cell
FEI	Fonti di Energia Illimitata
FER	Fonti di Energia Rinnovabili
FER-A	Fonti di Energia Rinnovabili che ammettono accumulo nella forma nativa
FER-AI	Fonti di Energia Rinnovabili che ammettono accumulo nella forma nativa di energia idraulica
FER-EEN	Fonti di Energia Rinnovabili che contribuiscono alla produzione della frazione EEN
FER-NA	Fonti di Energia Rinnovabili che non ammettono accumulo nella forma nativa
FER-NAC	Fonti di Energia Rinnovabili che non ammettono accumulo nella forma nativa e hanno regime di produzione pressoché costante
FER-NAV	Fonti di Energia Rinnovabili che non ammettono accumulo nella forma nativa e hanno regime di produzione fortemente variabile
FV	Fotovoltaico
GHI	Global Horizontal Irradiance
GN	Gas naturale
GNL	Gas naturale allo stato liquido
HHV	Higher Heating Value
HV	Alta Tensione
IPCC	Intergovernmental Panel on Climate Change
LHV	Lower Heating Value
LV	Bassa Tensione
MON	Margine Operativo Netto
MTEP	Milioni di TEP
MV	Media Tensione

ACRONIMO	SIGNIFICATO
NC	Nucleo chimico (componente di un NEI)
NE	Nodo elettrico (Componente di un NEI)
NE1	Nodo energetico puramente elettrico
NEI	Nodo energetico Integrato
NEI-CF	Nodo Energetico Integrato ospitato nel sito di una centrale termoelettrica del dominio CF
NEI-EC	NEI che include sia un nodo elettrico (NE2) che il nodo chimico (NC)
NS	Sostitutivo del dominio N
NU	Nucleare da Uranio
NUS	Sostitutivo del dominio NU
OC	Olio Combustibile
PIL	Prodotto Interno Lordo
RE	Rinnovabili Ereditate
RES	Sostitutivo del dominio RE
RUI	Rifiuti Urbani Indifferenziati
S_{AM}	Sottosistema di accumulo di metanolo di sintesi
SEIS	Sistema Energetico Integrato e Sostenibile
SEIS CH₃OH	SEIS a base metanolo
SEIS-MB	SEIS Modulo Base (dimensionato per soddisfare la domanda CEE e CMV di un massimo di 1 milione di abitanti)
SEIS-N	Dominio del SEIS che sostituisce, agli effetti della domanda di energia elettrica, il dominio N (nucleare da fissione) dell'attuale sistema energetico
SEIS-RE	Dominio delle Energie Rinnovabili che il SEIS eredita dai sistemi energetici preesistenti
SFR	Sistema Fotovoltaico Regionale
SPE	Scolmatore della Potenza elettrica in Esubero (Funzione contenuta nel blocco CNE del SEIS-MB)
SRF	Sottosistema di Recupero del Freddo
STC	Standard Test Conditions
TEP	Tonnellate equivalenti petrolio
UE-15	Unione Europea nella configurazione politica di 15 stati membri
UT	Unità Territoriale elementare del SEIS. Più UT costituiscono un cluster di UT
UT-E	Unità Territoriale del SEIS che include solo il segmento elettrico
UT-EC	Unità Territoriale del SEIS che include sia il segmento elettrico che il segmento chimico

SOMMARIO APPENDICI

A1	LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI H₂ E O₂ NEL MODELLO H₂	3
A1.1	TECNOLOGIE PER LA LIQUEFAZIONE DELL'H ₂	4
A1.2	TECNOLOGIE PER LA LIQUEFAZIONE DI O ₂ , N ₂ E ARIA	4
A1.3	CICLI DI LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI H ₂ E O ₂ NEL MODELLO H ₂	4
A1.4	IL COMPONENTE FUNZIONALE SRF NEI CICLI DI LIQUEFAZIONE/ RIGASSIFICAZIONE DI H ₂ E O ₂ . IPOTESI GENERALI	5
A1.4.1	<i>Semicicli di esubero elettrico: liquefazione di H₂ e O₂ con componente funzionale SRF</i>	7
A1.4.1.1	Ramo "idrogeno"	8
A1.4.1.1.1	Scambi di potenza termica nel blocco I	10
A1.4.1.1.2	Scambi di potenza termica nel blocco II	11
A1.4.1.1.3	Scambi di potenza termica nel blocco IIIa	12
A1.4.1.1.4	Scambi di potenza termica nel blocco IIIb	12
A1.4.1.1.5	Vincoli alle interfacce dei blocchi IIIa e IIIb	12
A1.4.1.1.2	Sottosistema frigorifero MF _{H1}	13
A1.4.1.2	Riepilogo degli scambi di calore nel ramo "idrogeno", nei semicicli di esubero elettrico	14
A1.4.1.3	Ramo "ossigeno"	15
A1.4.1.3.1	Scambi di potenza termica nei diversi segmenti di temperatura	16
A1.4.1.3.2	Relazioni numeriche	18
A1.4.1.4	Riepilogo degli scambi di calore nel ramo "ossigeno", nei semicicli di esubero elettrico	20
A1.4.1.5	Riepilogo degli scambi di calore nel componente funzionale SRF del modello H ₂ , nei semicicli di esubero elettrico	20
A1.4.2	<i>Rigassificazione di H₂ e O₂ con un componente funzionale SRF (semiciclo di deficit elettrico)</i>	21
A1.4.2.1	Ramo "idrogeno"	22
A1.4.2.1.1	Scambi di potenza termica nel blocco I	22
A1.4.2.1.2	Scambi di potenza termica nel blocco II	24
A1.4.2.1.2	Sottosistema frigorifero MF _H	26
A1.4.2.2	Ramo "ossigeno"	27
A1.4.2.2.1	Scambi di potenza termica nei diversi segmenti funzionali	28
A1.4.2.2.2	Relazioni numeriche	29
A1.4.2.3	Bilancio energetico del componente funzionale SRF nei semicicli di deficit elettrico (Stato D)	33
A1.4.3	<i>Bilancio energetico del componente funzionale SRF in un ciclo completo di liquefazione/rigassificazione</i>	34
A2	LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI O₂ E CO₂ NEL MODELLO CH₃OH	37
A2.1	CICLI DI LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DELL'O ₂ NEL MODELLO CH ₃ OH	38
A2.2	ACCUMULO DELLA CO ₂ NEL MODELLO CH ₃ OH	39
A2.2.1	<i>Liquefazione della CO₂</i>	39
A2.2.2	<i>Solidificazione della CO₂</i>	39
A2.2.3	<i>Recupero del freddo nei cicli di liquefazione/rigassificazione della CO₂</i>	40
A2.3	LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI CO ₂ E O ₂ NEL MODELLO CH ₃ OH	40
A3	LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI N₂ E O₂ NEL MODELLO NH₃	43
A3.1	TECNOLOGIE PER LA LIQUEFAZIONE DI O ₂ , N ₂ E ARIA	44
A3.2	CICLI DI LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI O ₂ E DI N ₂ NEL MODELLO NH ₃	44
A3.3	IL COMPONENTE FUNZIONALE SRF PER IL "RECUPERO DEL FREDDO" NEI CICLI DI LIQUEFAZIONE/RIGASSIFICAZIONE DI N ₂ E O ₂	45
A3.4	LIQUEFAZIONE DELL'NH ₃	45
A4	ELETTROLISI DELL'H₂O	47
A4.1	ELETTROLISI DELL'H ₂ O E SINTESI DEL CH ₃ OH IN UNA FUEL CELL RIGENERATIVA	48
A5	COMBUSTIONE DELL'H₂ NELLE FUEL CELL	51
A5.1	FUEL CELL PER APPLICAZIONI STATICHE (CATENE CEE)	52
A5.2	FUEL CELL PER APPLICAZIONI MOBILI (CATENE CMV)	52

A6	SINTESI DEL METANOLO (CH₃OH)	55
A6.1	SINTESI DEL CH ₃ OH DA CO ₂ E H ₂	57
A7	REFORMING DEL METANOLO (CH₃OH) CON VAPORE D'ACQUA	59
A7.1	GUADAGNO TEORICO DELLA REAZIONE.....	59
A7.2	OSSIDORIDUZIONE DEI PRODOTTI DELLA REAZIONE DI REFORMING.....	60
A8	REFORMING DEL C₂H₅OH CON VAPOR D'ACQUA	63
A8.1	GUADAGNO TEORICO DELLA REAZIONE.....	63
A9	SINTESI DELL'AMMONIACA (NH₃)	65
A10	CONVERSIONE DI RUI E BIOMASSE IN ENERGIA ELETTRICA	67
A10.1	OSSIDAZIONE DI COMBUSTIBILI CONTENENTI ESCLUSIVAMENTE ATOMI DI C E H ₂ (IDROCARBURI).....	68
A10.2	OSSIDAZIONE DI ALCOLI.....	69
A11	CO₂ COME SOTTOPRODOTTO DI PROCESSI ESTERNI AL SEIS CH₃OH	71
A11.1	CO ₂ COME SOTTOPRODOTTO DELLA PRODUZIONE DI CEMENTO.....	71
A11.2	CO ₂ COME SOTTOPRODOTTO DELLA GEOTERMIA.....	72
A11.3	CO ₂ COME SOTTOPRODOTTO DELLA PRODUZIONE DI AL.....	72
A11.4	CO ₂ COME SOTTOPRODOTTO DELLA RIDUZIONE DI OSSIDI DI FE.....	73
A11.5	CO ₂ COME SOTTOPRODOTTO DI LAVORAZIONI AGRO-INDUSTRIALI.....	74
A11.5.1	<i>CO₂ come sottoprodotto della fermentazione alcolica di saccaridi</i>	74
A11.5.2	<i>Altri processi organici esterni al SEIS che producono CO₂</i>	75
A11.6	RIEPILOGO DEI PRINCIPALI PROCESSI ESTERNI AL SEIS CHE LIBERANO CO ₂	76
A12	AUTOPRODUZIONE E RISPARMIO ENERGETICO NELL'AREA DELL'UTENZA	77
A12.1	AUTOPRODUZIONE DI ENERGIA NELL'AREA DELL'UTENZA.....	77
A12.2	RISPARMIO DI ENERGIA NELL'AREA DELL'UTENZA ("NEGAJoule").....	78
A13	DINAMICA DELLA POTENZA ELETTRICA PRODOTTA DA CAMPI SOLARI	79
A13.1	LA RADIAZIONE SOLARE.....	79
A13.2	RADIAZIONE SOLARE CHE RAGGIUNGE LA SUPERFICIE TERRESTRE.....	82
A13.2.1	<i>Misura della radiazione solare diretta e diffusa sulla superficie terrestre</i>	84
A13.2.2	<i>Grafici dell'irraggiamento solare orizzontale diretto e diffuso</i>	84
A13.2.2.1	Andamento nel tempo delle componenti della radiazione solare al suolo, in condizioni di cielo permanentemente sereno.....	85
A13.2.2.2	Andamento nel tempo delle componenti della radiazione solare al suolo, in condizioni di cielo completamente coperto.....	88
A13.2.2.3	Andamento nel tempo delle componenti della radiazione solare al suolo in condizioni di cielo a copertura variabile.....	91
A13.2.2.4	Variabilità delle componenti della radiazione solare al suolo in condizioni di cielo a copertura variabile.....	94
A13.2.2.4.1	Variabilità della densità di potenza normale diretta al suolo.....	94
A13.2.2.4.2	Variabilità della densità di potenza orizzontale diffusa al suolo.....	95
A13.2.2.5	Effetto della variabilità delle condizioni atmosferiche sulle componenti della radiazione solare al suolo.....	96
A13.3	CAPTAZIONE DELLA RADIAZIONE SOLARE.....	98
A13.3.1	<i>Tecnologie di conversione e componenti della radiazione solare</i>	98
A13.3.2	<i>Architetture e strategie di puntamento delle superfici captanti dei sistemi solari a concentrazione</i>	99
A13.3.3	<i>Architetture e strategie di puntamento delle superfici captanti dei sistemi solari fotovoltaici tradizionali</i>	99

<i>A13.3.4</i>	<i>Composizione dei contributi dei sottosistemi che compongono un campo solare</i>	101
A13.3.4.1	Scenario 1: “Cielo omogeneamente sereno”	101
A13.3.4.2	Scenario 2: “Cielo omogeneamente coperto”	102
A13.3.4.3	Scenario 3: “Cielo con nuvolosità disomogenea a piccola scala”	104
A13.3.4.3.1	Variabilità della componente normale diretta	104
A13.3.4.3.2	Variabilità della componente normale diffusa	107
<i>A13.3.5</i>	<i>Parametri caratteristici dei sottosistemi FV</i>	109
A13.3.5.1	Potenza nominale di un sottosistema FV	109
A13.3.5.2	Producibilità di un sito	110
A13.4	CONCLUSIONI	112
A14	DINAMICA DELLA POTENZA ELETTRICA PRODOTTA DA CAMPI EOLICI	115
A14.1	COMPONENTI DETERMINISTICHE E COMPONENTI ALEATORIE DELLA VELOCITÀ DEL VENTO IN UN SITO	116
A14.2	DENSITÀ DI PROBABILITÀ DELLE VELOCITÀ DEL VENTO. MODELLIZZAZIONI	119
A14.3	POTENZA EOLICA. VALOR MEDIO E DEVIAZIONE STANDARD	124
A14.4	CONVERSIONE DELL’ENERGIA EOLICA IN ENERGIA ELETTRICA	126
A14.5	CURVA DI POTENZA DI UN AEROGENERATORE	126
<i>A14.5.1</i>	<i>Variabilità della potenza elettrica generata da un aerogeneratore</i>	129
<i>A14.5.2</i>	<i>Potenza elettrica prodotta da un insieme di aerogeneratori co-locali</i>	131
<i>A14.5.3</i>	<i>Potenza elettrica totale prodotta da un complesso di siti con regimi di vento statisticamente indipendenti</i>	132
<i>A14.5.4</i>	<i>Considerazioni conclusive</i>	134
BIBLIOGRAFIA		135
ACRONIMI		137