

# Macchine e convertitori modulari per l'energia eolica

Antonino Di Gerlando, Gianmaria Foglia, Matteo Felice Iacchetti, Roberto Perini  
Dipartimento di Energia - Politecnico di Milano

I vincoli ambientali spingono verso soluzioni ad alta efficienza e affidabilità: nella generazione da fonte eolica, tali peculiarità sono ottenibili con macchine a flusso assiale e convertitori e componenti di interfaccia con assetto modulare, di cui si descrivono struttura, funzionamento e prestazioni

**N**el corso degli anni è cresciuto l'interesse verso le macchine elettriche a magnete permanente (MP) con avvolgimenti concentrati, grazie a significativi vantaggi, tra i quali principalmente costruzione più agevole ed elevati livelli di coppia e tensione a bassa velocità di rotazione, che favoriscono le applicazioni con accoppiamento diretto, in particolare nella generazione da fonte eolica.

In letteratura sono descritti diversi tipi di macchine con avvolgimenti concentrati: alcuni problemi funzionali (come la distorsione della tensione a vuoto o la ondulazione di coppia) sono talvolta attenuati modificando l'estensione periferica di denti e MP, o usando passi polari diversificati.

Per quanto riguarda la scelta tra macchine a flusso radiale (FR) o assiale (FA), a scopo comparativo sono stati analizzati diversi parametri di merito [1-3]: le analisi, principalmente riferite a strutture con avvolgimenti distribuiti, evidenziano che le macchine a FA consentono di raggiungere le più alte densità di coppia, specie

con numero di poli elevato. D'altra parte, proprio nel caso di avvolgimenti distribuiti è difficile ottenere un alto numero di poli, a meno di ridurre drasticamente il numero  $q$  di cave/(polo-fase), con conseguente peggioramento delle prestazioni: viceversa, impiegando avvolgimenti concentrati, si può adottare un valore molto basso di  $q$  (attorno a 0,33), permettendo di realizzare macchine a FA con elevato numero di poli, alta densità di coppia ed eccellente qualità delle prestazioni [4-5].

Nel seguito saranno analizzati i seguenti aspetti: struttura elettromagnetica e caratteristiche di modularità dei generatori a FA; disposizione degli avvolgimenti e influenza dei parametri di progetto; prestazioni; tipo e disposizione dei convertitori di interfaccia; aspetti di raffreddamento; influenza delle caratteristiche costruttive e di montaggio; uso di trasformatori multi-avvolgimento per l'interfaccia con la rete.

## Struttura della macchina e dimensioni principali

Nelle figure 1 e 2 sono mostrate la struttura modulare di principio di una macchina a FA e le dimensioni principali di un modulo [6]: gli anelli statorici sono costituiti da denti laminati radialmente, in configurazione YASA (acronimo inglese di *Yokeless And Segmented Armature* = statore segmentato senza giogo magnetico). Ciascun dente è dotato di una bobina concentrata; le bobine di dente sono opportunamente collegate per formare gli avvolgimenti di fase. I dischi rotorici, ferromagnetici e massicci, con MP superficiali, sono bi-lateri all'interno, mono-lateri alle due estremità assiali. In figura 1 è mostrata una macchina costituita da  $m = 2$  moduli; è possibile concepire macchine con numero di moduli  $m$  superiori a 2, accostati assialmente tra loro.

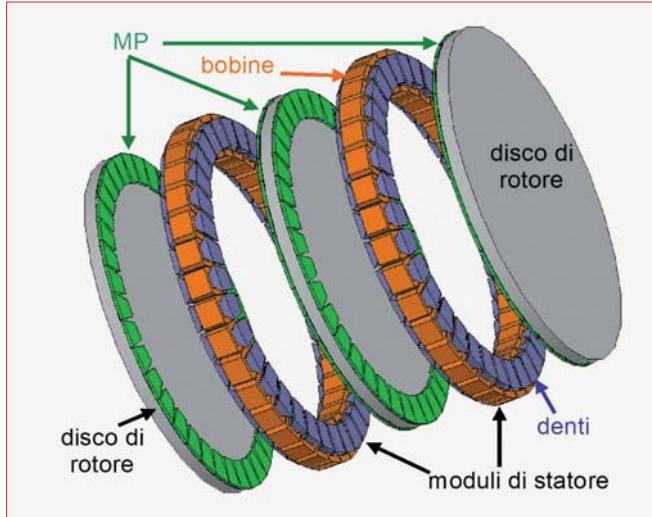
Anche se sono possibili scelte diverse, la condizio-

ne che conduce al massimo fattore di avvolgimento per una macchina trifase è quella per la quale il numero di denti di un ciclo elettromagnetico,  $N_{dc} = 3 \cdot N_{dcf}$  (con  $N_{dcf}$  numero di denti/(ciclo-fase)), diffe-

risce dal numero  $p_c$  di poli di un ciclo di  $\pm 1$ :

$$3 \cdot N_{dcf} = p_c \pm 1.$$

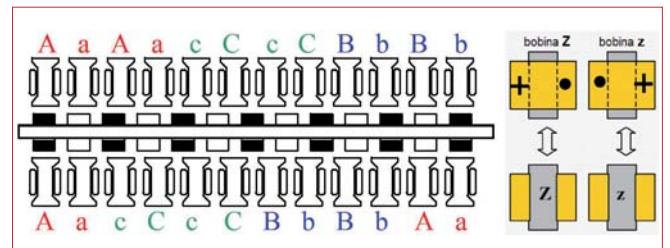
A titolo di esempio, con riferimento al ciclo elettromagnetico di un modulo, in figura 3 è mostrata la struttura di avvolgimento, con  $N_{dc} = 12$  denti/ciclo e  $p_c = 13$  poli/ciclo (pari al numero di MP lungo la periferia di un ciclo, disposti su una faccia di disco).



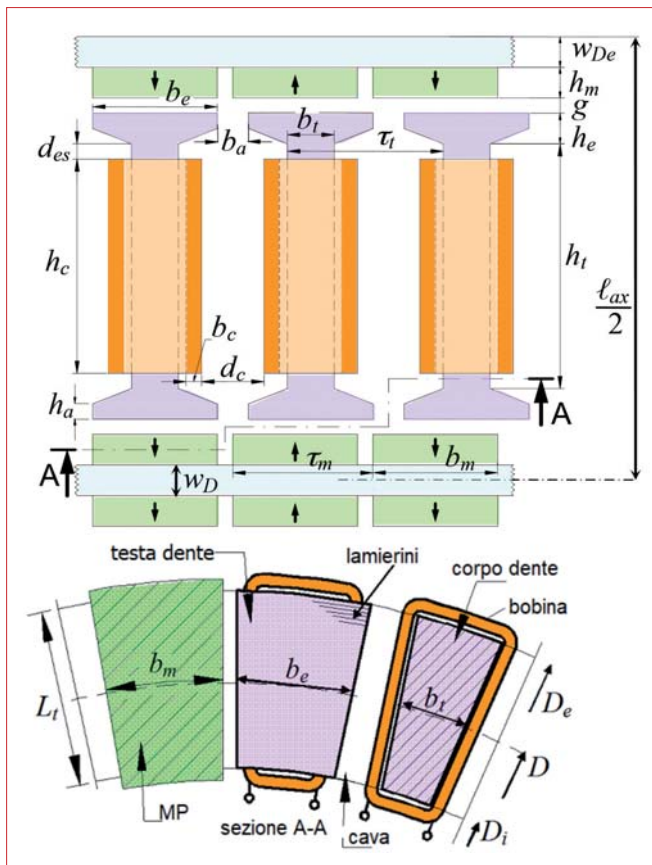
**Figura 1**  
Struttura elettromagnetica di una macchina a FA, con MP montati sulle superfici dei dischi rotorici: la macchina è dotata di  $m = 2$  moduli di statore e  $m + 1 = 3$  dischi a MP; gli avvolgimenti dei moduli statorici sono trifase

## Condizioni di funzionamento e analisi parametrica

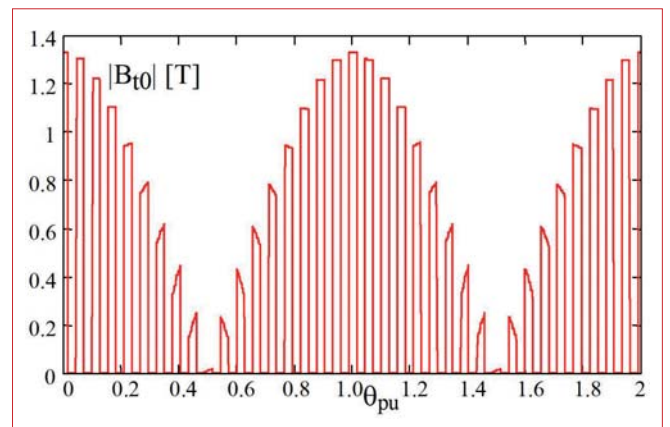
La posizione relativa tra denti e MP (Figura 3), fa sì che questo tipo di macchina sia "sinusoidale", sia dal punto di vista della distribuzione periferica del campo magnetico (Figura 4), sia dal punto di vista della forma d'onda della forza elettro-



**Figura 3**  
Disposizione schematica delle bobine (A, B, C, a, b, c) e dei MP di 2 moduli, in un ciclo elettromagnetico di una macchina trifase a FA:  $N_{dcf} = 4$  denti/(ciclo-fase),  $p_c = 13$  poli/ciclo; le 4 bobine di un ciclo-fase sono in serie (le lettere maiuscole e minuscole indicano la disposizione controversa, cioè l'opposta orientazione dei lati di bobina). In figura è mostrato solo il disco centrale, con disposizione bi-laterale dei MP (■, □ indicano le orientazioni di magnetizzazione: ↑, ↓). I due moduli statorici hanno bobine di fase spostate tra loro di  $N_{dcf}/2$  denti, cui corrisponde uno sfasamento di  $30^\circ$  elettrici tra moduli



**Figura 2**  
Sezioni trasversale e assiale e dimensioni principali di un modulo di macchina



**Figura 4**  
Distribuzione, calcolata mediante analisi FEM, del modulo della induzione magnetica a vuoto nei denti di un modulo di una macchina a MP, a FA, con  $N_c = 2$  cicli,  $N_{dcf} = 6$  denti/(ciclo-fase),  $3 \cdot N_{dcf} \cdot N_c = 36$  denti,  $p = N_c \cdot (3 \cdot N_{dcf} + 1) = 38$  poli

motrice (FEM) di fase, cioè della tensione di fase a vuoto (Figura 5).

Inoltre, si può dimostrare che lo spostamento tra i due moduli implica effetti benefici, sia sulle distribuzioni di campo nel traferro che sulle forme d'onda, analoghi a quelli dovuti alla adozione dell'accorciamento di passo di bobina negli avvolgimenti distribuiti tradizionali.

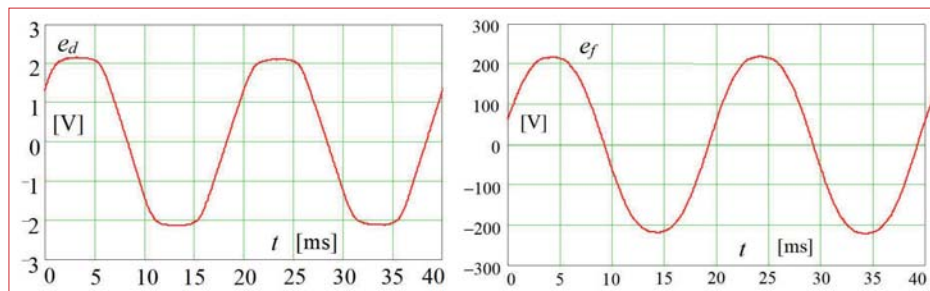
Per studiare l'influenza dei principali parametri di progetto mostrati in figura 2 su alcune quantità, è stato scelto un intervallo di variazione del rapporto  $k_D = D_i/D_e$  dei diametri interno ed esterno, per

alcune coppie di valori  $N^\circ$  poli -  $N^\circ$  cicli, riportati in Tabella 1.

Le condizioni di studio si riferiscono a un generatore a FA, con  $m = 2$  moduli, potenza e velocità nominali  $P_n = 50$  kW,  $N_n = 70$  giri/min: considerando i vincoli dimensionali dell'ogiva di turbina e della navicella, il diametro esterno è assunto  $D_e = 1.100$  mm; per ragioni di tolleranze meccaniche, il traferro è fissato a  $g = 2,5$  mm, mentre, in base a considerazioni magnetiche, lo spessore assiale dei MP è assunto  $h_m = 4 \cdot g = 10$  mm [6]. L'analisi conduce alle curve delle figure 6-9.

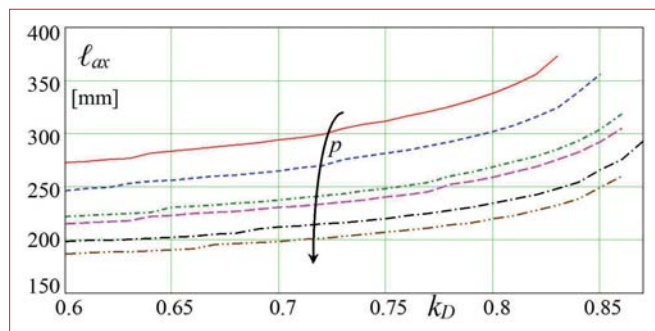
**Figura 5** ▢

FEM misurate nel funzionamento a vuoto di una macchina a bobine di dente, con 2 cicli, 36 denti, 38 poli. A sinistra: FEM ed ai capi di una singola spira avvolta attorno a un dente; a destra: FEM ai morsetti di fase  $e_f$



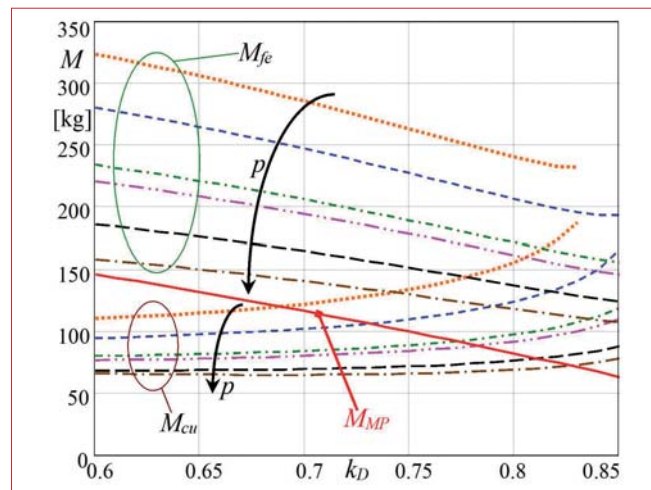
**Tabella 1** Coppie di valori ( $N^\circ$  di poli -  $N^\circ$  di cicli)

$p$	32	38	48	52	64	78
$N_c$	2	2	3	4	4	6



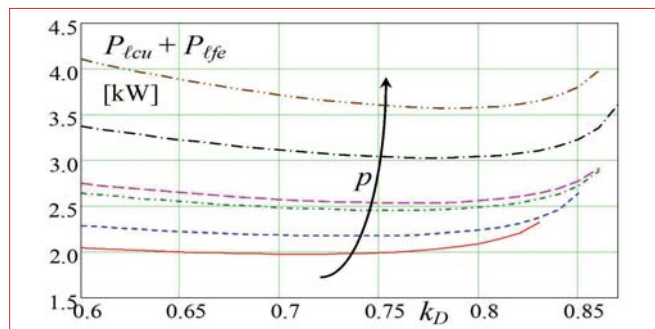
**Figura 6** ▲

Lunghezza assiale  $l_{ax}$  della macchina in funzione del rapporto dei diametri  $k_D = D_i/D_e$ , con parametro il numero di poli  $p$  (valori da Tabella 1)



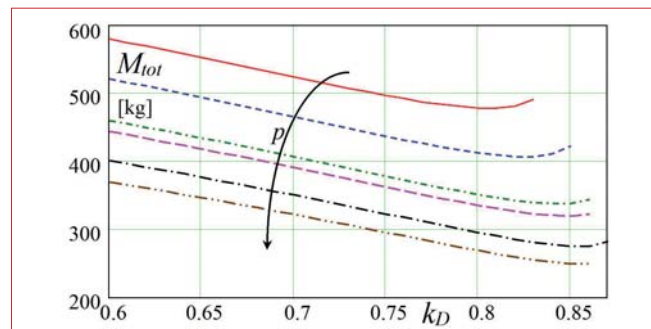
**Figura 8** ▲

Massa  $M_{fe}$  dei denti e delle bobine  $M_{cu}$  di statore, massa dei MP  $M_{MP}$  in funzione del rapporto dei diametri  $k_D = D_i/D_e$ , con parametro il numero di poli  $p$  (valori da Tabella 1)



**Figura 7** ▲

Somma delle perdite rame  $P_{tcu}$  e ferro  $P_{tfe}$  di statore, in funzione del rapporto dei diametri  $k_D = D_i/D_e$ , con parametro il numero di poli  $p$  (valori da Tabella 1)



**Figura 9** ▲

Massa totale dei materiali attivi ( $M_{tot} = M_{fe} + M_{cu} + M_{MP}$ ), in funzione del rapporto dei diametri  $k_D = D_i/D_e$ , con parametro il numero di poli  $p$  (valori da Tabella 1)



Valgono i seguenti commenti:

- la lunghezza assiale cresce all'aumentare del rapporto  $k_D$  e decresce al crescere del numero di poli  $p$ ;
- la somma  $P_{\ell_{cu}} + P_{\ell_{fe}}$  delle perdite di statore aumenta sensibilmente al crescere del numero di poli  $p$ : quindi, per ragioni di rendimento e di riscaldamento, è preferibile adottare un basso valore di  $p$ ;
- anche se, per ogni valore di  $p$ , esiste un valore  $k_{D\ell_{min}}$  del rapporto  $k_D$  che minimizza le perdite, le curve  $P_{\ell_{cu}} + P_{\ell_{fe}}$  sono abbastanza piatte nell'intorno di  $k_{D\ell_{min}}$ , consentendo una ampia variazione di  $k_D$ ;
- le masse  $M_{fe}$  e  $M_{MP}$  diminuiscono al crescere di  $k_D$ , mentre  $M_{cu}$  aumenta;
- le masse  $M_{cu}$  e  $M_{fe}$  diminuiscono al crescere  $p$ , mentre  $M_{MP}$  non ne è influenzato;
- la massa totale  $M_{tot}$  diminuisce al crescere di  $k_D$  (per valori medio-bassi di  $k_D$ ); inoltre,  $M_{tot}$  diminuisce al crescere di  $p$ ;
- la limitazione della massa totale  $M_{tot}$  non solo implica la limitazione dei costi, ma riduce l'onere di dimensionamento del palo della turbina e delle fondazioni;
- infine, considerando che il materiale dei MP (NdFeB) presenta il più elevato costo specifico, ne consegue che il costo totale presenta una tendenza simile a quella della massa totale: questo suggerisce di adottare elevati valori di  $k_D$  e un valore di  $p$  che sia un ragionevole compromesso tra il contenimento delle perdite e delle masse.

In conclusione, l'analisi ha portato alla seguente scelta dei parametri di progetto:

$$p = 38 ; N_c = 2 ; k_D = 0,83.$$

## Studio e realizzazione di un prototipo

Scelti i valori  $p = 38$ ,  $N_c = 2$ ,  $k_D = 0,83$ , è stato condotto il progetto e la costruzione della macchina di Tabella 2, mostrata in figura 10 [realizzata da Italttech Wind, Mazzano (BS)].

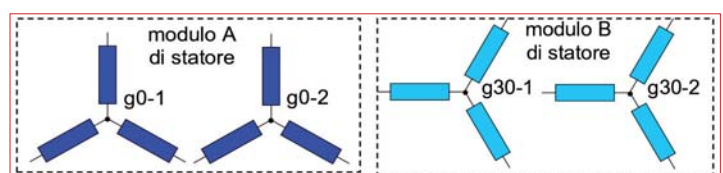
I collegamenti di bobina dei due moduli sono stati effettuati in modo simile a come mostrato in figura 3 (spostamento fra strati di  $N_{dcf}/2$ ), quindi con uno sfasamento di  $30^\circ$  elettrici tra moduli; ogni modulo è dotato di due cicli identici: pertanto, ne consegue lo schema di figura 11 per lo statore.

## Rilievi in regime sinusoidale

Inizialmente la macchina è stata provata con forme d'onda sinusoidali, riproducendo le condizioni di carico di un generatore eolico a velocità variabile (cioè e-



**Figura 10** Macchina a flusso assiale dotata di 2 moduli, con i dati di Tabella 2



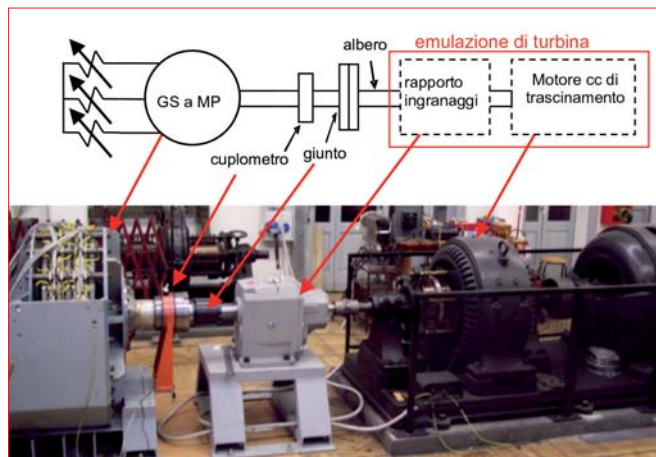
**Figura 11** Schema degli avvolgimenti della macchina di figura 10: i due moduli presentano due cicli e i relativi avvolgimenti trifase sono tra loro sfasati di  $30^\circ$  elettrici

**Tabella 2** Dati nominali e costruttivi della macchina a FA, con due moduli

Tensione di linea $V_n$ , tensione a vuoto $E_n$ [V]	625; 750
Potenza $P_n$ ,[kW], velocità $N_n$ [rpm], frequenza $f_n$ [Hz]	50; 70; 22,17
Corrente $I_n$ [A], rendimento $\eta$ [%], reattanza sincrona $x$ [pu]	46,3; 92,6; 0,50
Perdite: Cu $P_{\ell_{cu}}$ , Fe $P_{\ell_{fe}}$ , PM $P_{\ell_{PM}}$ [kW]	2,04; 0,39; 0,51
Diametri: esterno $D_e$ , interno $D_i$ , lunghezza assiale $\ell_{ax}$ [mm]	1.100; 914; 330
N° cicli $N_c$ , N° denti/(cicloxfase) $N_{dcf}$ , $p$ , $m$	2; 6; 38; 2
N° spire di bobina/dente $N_{spire,d}$ , dimensioni di piattina [mm]	83; 4 x 2,8

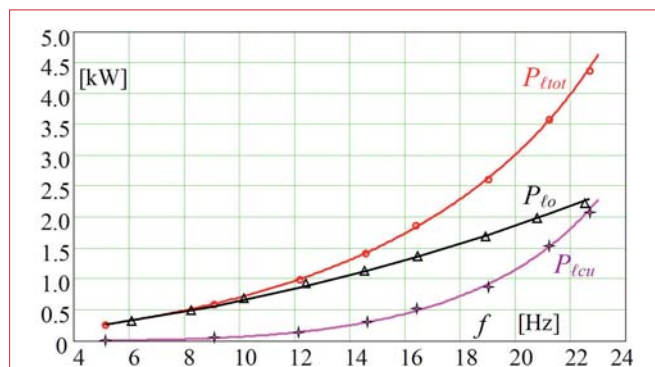
mulando il rapporto "tip-speed" ottimo della turbina), mediante il banco di figura 12.

In figura 13 sono mostrate le perdite calcolate (curve) e misurate (punti), dove  $P_{\text{ecu}}$  sono le perdite negli avvolgimenti e  $P_{\text{e0}}$  le perdite a vuoto; le perdite totali  $P_{\text{tot}}$  misurate sono state ottenute per



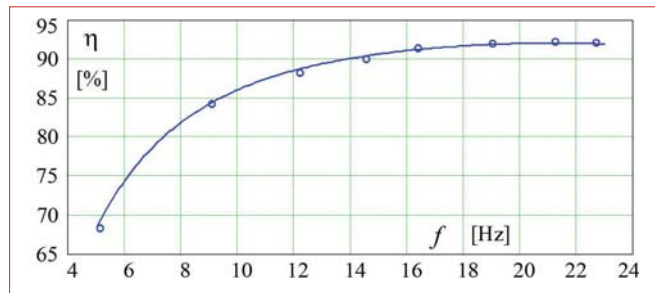
▲ **Figura 12**

Banco prova per la caratterizzazione sperimentale della macchina di figura 10



▲ **Figura 13**

Analisi del funzionamento a carico in regime sinusoidale, con  $\cos\varphi = 1$ , a frequenza variabile; potenza generata con rapporto "tip-speed" ottimo ( $P_{\text{carico}}(f) = P_n \cdot (f/f_n)^3$ ); curve: valori calcolati; punti: valori misurati; valori nominali  $V_n = 625$  V;  $I_n = 46,3$  A.  $P_{\text{e0}}$  = perdite meccaniche e ferro statore (dalla prova a vuoto);  $P_{\text{ecu}}$  = perdite negli avvolgimenti;  $P_{\text{tot}}$  = perdite totali

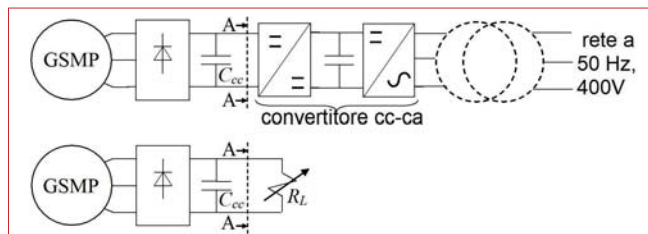


▲ **Figura 14**

Curva di rendimento calcolata e punti di misura, per la macchina di figura 10: regime sinusoidale a frequenza variabile; rapporto "tip-speed" ottimo ( $P_{\text{carico}}(f) = P_n \cdot (f/f_n)^3$ )

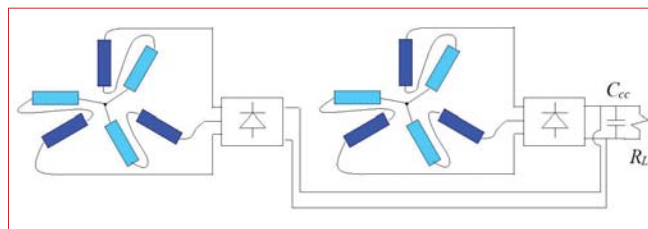
differenza tra potenza meccanica  $P_m$  e potenza elettrica  $P_e$  erogata al carico, mentre quelle calcolate derivano dalla somma delle singole perdite di statore e di rotore.

La figura 14 mostra la curva di rendimento in funzione della frequenza: i valori misurati corri-



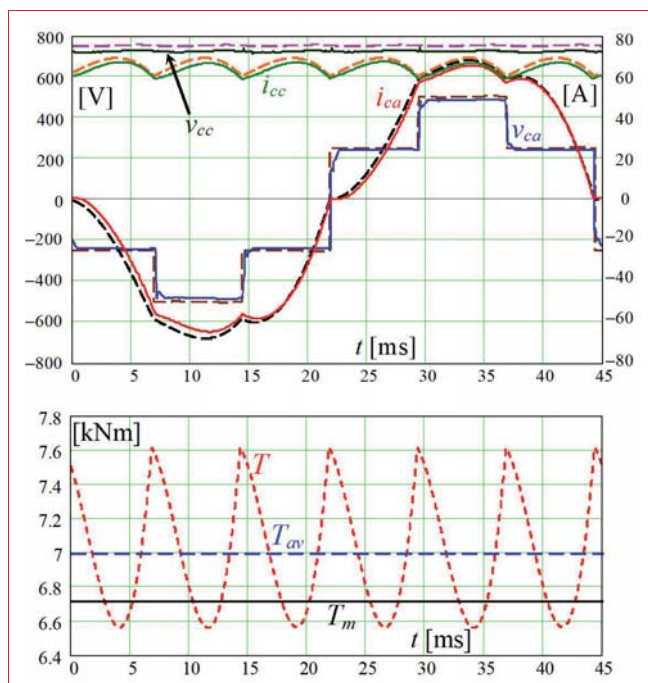
▲ **Figura 15**

Generatore sincrono a MP con raddrizzatore a diodi in uscita: sopra: schema reale, con stadio di conversione CC-CA; sotto: disposizione per le prove in laboratorio, con carico equivalente resistivo



▲ **Figura 16**

Configurazione con raddrizzatore di uscita, con ponti a diodi in parallelo



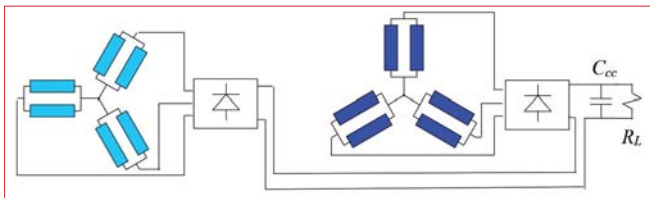
▲ **Figura 17**

Forme d'onda calcolate (—) e misurate □ per la macchina di figura 10, con lo schema di raddrizzamento di figura 16; sopra: tensione e corrente di fase in CA, tensione e corrente in CC in ingresso al condensatore  $C_{cc}$ ; sotto: coppia istantanea e media calcolate (—); coppia media misurata  $T_m$  (□)

spondono al rapporto fra potenza resa e potenza assorbita, mentre la curva calcolata di rendimento è basata sulla somma delle perdite separate (perdite ferro statore, perdite meccaniche, perdite negli avvolgimenti, perdite nei MP per correnti parassite).

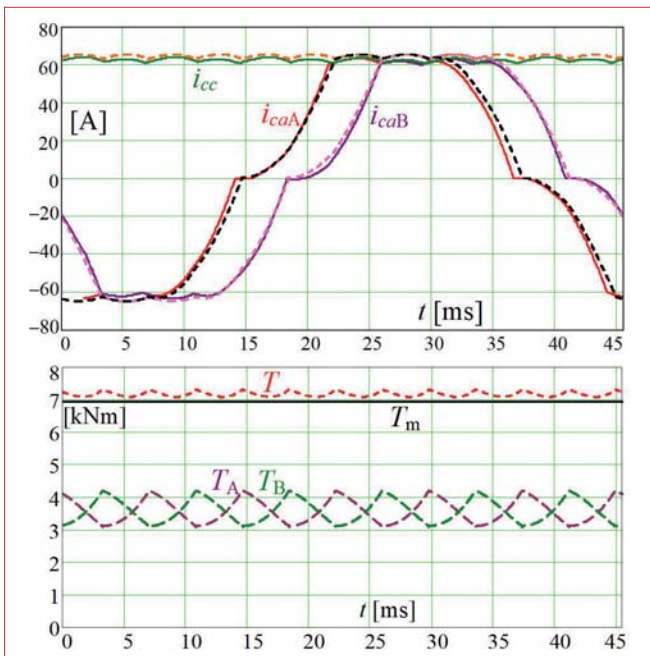
## Funzionamento con raddrizzatore a diodi in uscita

La macchina di figura 10 è stata inoltre studiata considerando un sistema di conversione costituito da un raddrizzatore a diodi [7], connesso ai morsetti di statore e in parallelo a un condensatore  $C_{cc}$  della linea in cc: nella situazione di impianto reale (Figura 15, sopra), a valle della sezione A-A vi è un convertitore CC-CA (costituito da un convertitore CC-CC per stabilizzare la tensione in



▲ Figura 18

Sistema di raddrizzamento con ponti a diodi in serie, uno alimentato dagli avvolgimenti del modulo A, l'altro dagli avvolgimenti del modulo B di figura 11



▲ Figura 19

Forme d'onda simulate (---) e misurate (—) del sistema di raddrizzamento di figura 18: sopra: correnti ca di fase  $i_{caA}$  e  $i_{caB}$  dei due moduli di figura 11 e corrente CC risultante  $i_{cc}$  in ingresso al condensatore  $C_{cc}$ ; sotto: coppie calcolate  $T_A$  e  $T_B$  a 6 impulsi dei due moduli A e B e coppia calcolata risultante  $T$  all'albero, a 12 impulsi; coppia media  $T_m$  misurata

CC, seguito da un invertitore, connesso alla rete, eventualmente mediante un trasformatore); nelle prove in laboratorio, il sistema di conversione a valle della sezione A-A è stato emulato da un carico resistivo regolabile (Figura 15, sotto).

Le caratteristiche di modularità della macchina consentono la adozione di numerose topologie di raddrizzamento [7]; nel seguito se ne illustrano due, a titolo di esempio.

La prima configurazione, mostrata in figura 16, prevede il parallelo, lato CC, di due ponti a diodi: con riferimento alla figura 11, il primo è alimentato dalla serie dei gruppi g0-1 e g30-1, mentre il secondo ponte è alimentato dalla serie dei gruppi g0-2 e g30-2.

Si tratta di un sistema di raddrizzamento con 6 impulsi per periodo, come mostrato nei diagrammi di figura 17, dove sono riportate alcune forme d'onda di grandezze calcolate (---) e misurate —; le condizioni di funzionamento sono:  $f = 22,2$  Hz;  $R_L = 11,6$   $\Omega$  (corrispondente al carico equivalente nominale).

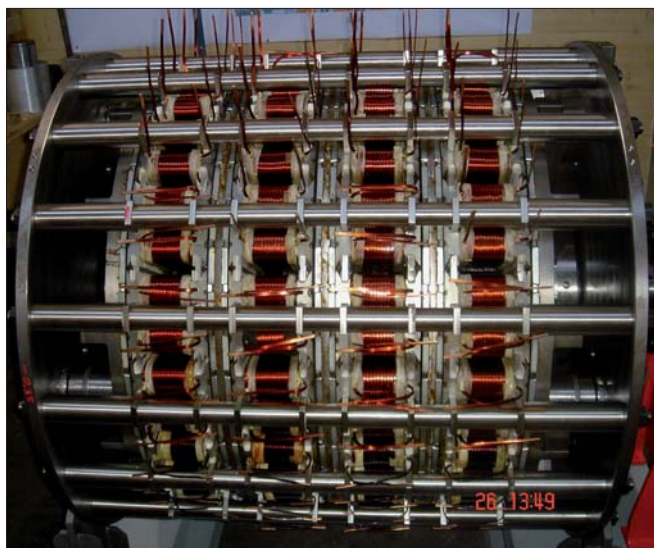
La seconda configurazione, mostrata in figura 18, prevede la connessione in serie di due ponti a diodi, uno alimentato dalla terna di avvolgimenti del modulo A di figura 11, con fase  $0^\circ$ , l'altro dalla terna del modulo B, con fase  $30^\circ$ : in tal modo, la tensione di uscita presenta 12 impulsi di raddrizzamento, con miglioramento delle forme d'onda complessive. Le forme d'onda sono quelle di figura 19; condizioni di funzionamento:  $f = 22,0$  Hz;  $R_L = 11,9$   $\Omega$  (corrispondente al carico equivalente nominale).

## Macchine multi-modulo con convertitori PWM di raddrizzamento

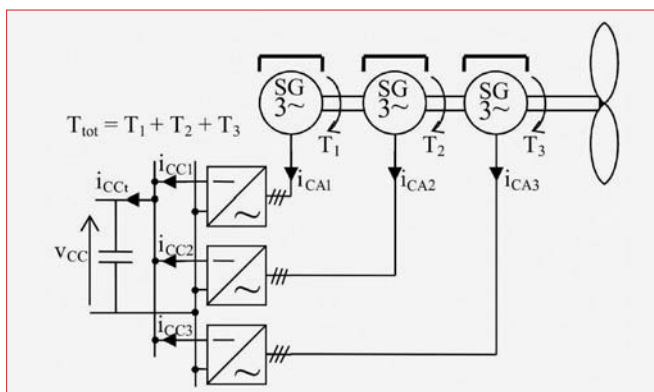
Disponendo in senso assiale più moduli statorici, si realizzano macchine a FA con maggiore modularità; tale scelta implica le seguenti conseguenze costruttive e funzionali:

- a parità di potenza e velocità nominali, al crescere di numero di moduli  $m$  aumenta la lunghezza assiale  $\ell_{ax}$ , ma diminuisce il diametro esterno  $D_e$  (si veda, ad esempio, la macchina di figura 20, dotata di 4 moduli);
- l'adozione di un numero elevato di moduli implica un maggior livello di affidabilità e ridondanza: se si verifica un guasto in uno dei moduli, o in un convertitore modulare ad esso collegato, è possibile escludere il modulo guasto, garantendo la continuità di servizio con i moduli rimanenti, grazie alla separazione elettromagnetica fra i moduli;
- l'esistenza di più moduli consente di limitare la taglia dei convertitori modulari, che posso-

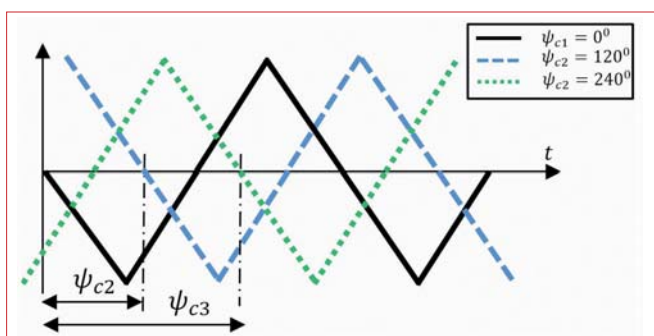




**Figura 20**  
Macchina a MP a FA con 4 moduli durante la fase di costruzione (bobine con terminali liberi, prima dei collegamenti di fase): stessi dati nominali della macchina di figura 10 ( $P_n = 50 \text{ kW}$ ,  $N_n = 70 \text{ giri/min}$ ); diametro esterno  $D_e = 800 \text{ mm}$ , lunghezza assiale  $l_{ax} = 660 \text{ mm}$  (costruzione a cura di Italtech Wind)



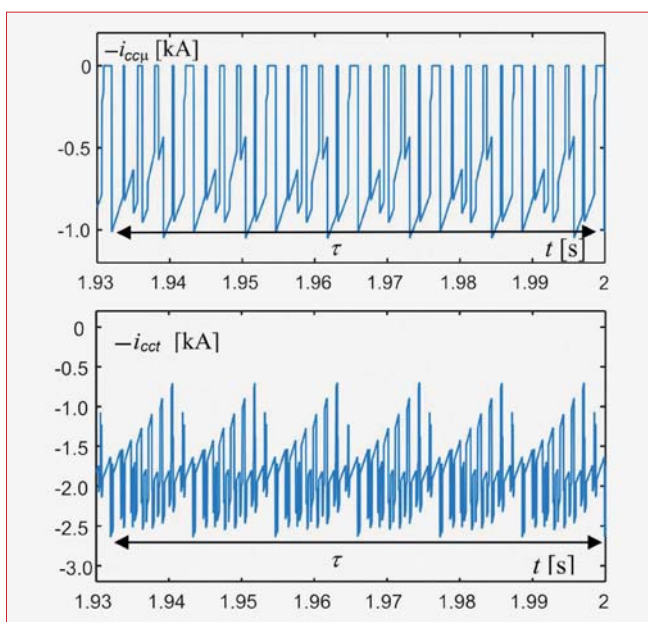
**Figura 21**  
Schema di un generatore multi-modulare (con  $m = 3$  moduli), e raddrizzatori PWM di modulo connessi in parallelo ad una linea in CC con condensatore in derivazione



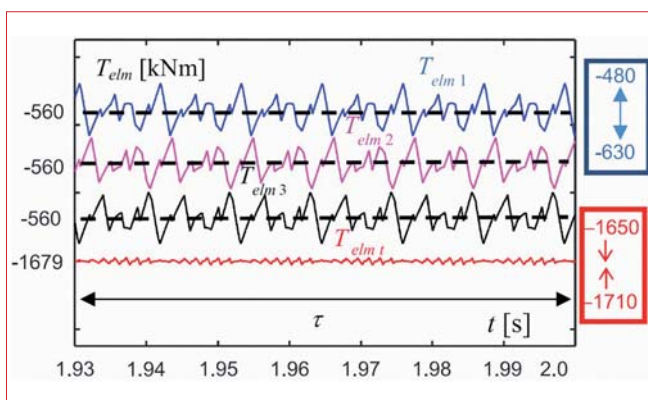
**Figura 22**  
Illustrazione di principio del comando sequenziale dei raddrizzatori PWM di modulo: le portanti della prima fase di ciascuno degli  $m$  moduli in parallelo lato CC sono sfasate tra loro di un angolo elettrico pari a  $360^\circ/m$

no essere scelti fra quelli disponibili per applicazioni industriali standard, valida alternativa all'impiego di convertitori multilivello, spesso adottati nel caso di macchine tradizionali trifase o multifase;

- la configurazione multi-modulo consente di avvalersi di un comando di tipo sequenziale dei convertitori PWM di modulo (con sfasamento reciproco tra le portanti): questo migliora la qualità delle grandezze complessive (con riduzione di ondulazione della coppia elettromagnetica risultante all'albero e limitazione di oscillazione della corrente complessiva della linea in CC), rispetto alle corrispondenti quantità dei singoli moduli. In figura 21 è mostrato lo schema di principio di



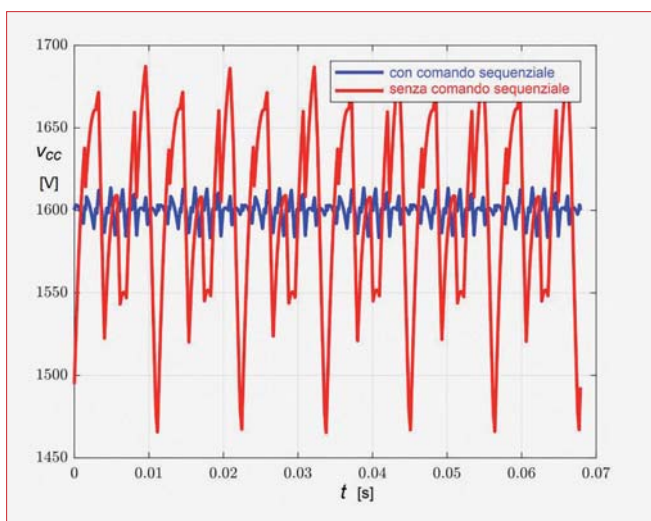
**Figura 23**  
Sopra: corrente lato CC di un modulo ( $i_{cc1}$ ); sotto: corrente CC risultante ( $i_{cc}$ ) per il sistema modulare di figura 21, con raddrizzatori PWM con comando sequenziale ( $\tau =$  periodo della modulante)



**Figura 24**  
Forme d'onda delle coppie elettromagnetiche di modulo ( $T_{elm,t}$ ,  $\mu = 1, 2, 3$ ) e della coppia elettromagnetica risultante all'albero ( $T_{elm,t}$ ), per il sistema di figura 21, con comando sequenziale dei raddrizzatori PWM

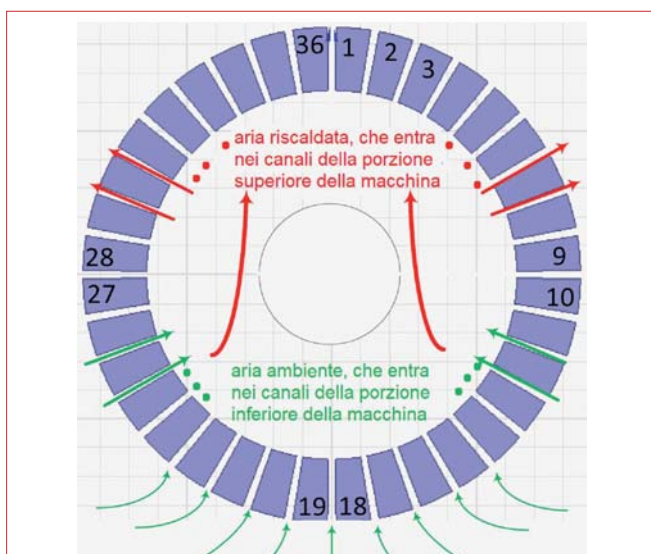
un generatore multi-modulare (nell'esempio  $m = 3$  moduli): qui i moduli di statore si suppongono caratterizzati da terne in fase tra loro. L'uscita trifase di ogni modulo è connessa a un raddrizzatore PWM il cui lato in CC è in parallelo ad una linea in CC con condensatore in derivazione; i raddrizzatori PWM sono a comando sequenziale, ovvero le portanti della prima fase di ciascun modulo sono sfasate tra loro di un angolo elettrico pari a  $360^\circ/m$ , come mostrato in figura 22 [8].

Con riferimento a una macchina di taglia media (potenza nominale di modulo: 1 MW; velocità nominale: 17 rpm; diametro esterno: 5 m; lunghezza assiale di modulo: 0,336 m; numero poli: 104), sono state condotte diverse simulazioni



**Figura 25**

Forma d'onda della tensione  $V_{cc}$  ai capi del condensatore derivato della linea in CC, con  $V_{ccn} = 1.600$  V,  $C = 10$  mF



**Figura 26**

Rappresentazione qualitativa dei percorsi di circolazione dell'aria ambiente, per convezione naturale, nei canali interbobina delle macchine di figura 10 e 20

del funzionamento in condizioni nominali (con frequenze di invertitore:  $f_{modulante}$ : 14,73 Hz;  $f_{portante} = 15 \cdot f_{modulante}$ : 221 Hz). Le figure 23 e 24 mostrano le forme d'onda delle correnti lato CC di un modulo ( $i_{CC\mu}$ , con  $\mu = 1, 2, 3$ ) e della corrente risultante ( $i_{CCt}$ ), delle coppie elettromagnetiche di modulo ( $T_{elm\mu}$ ) e della coppia elettromagnetica risultante all'albero ( $T_{elm t}$ ).

Valgono le seguenti considerazioni:

- comparando la forma d'onda inferiore con quella superiore di figura 23, emerge che l'oscillazione picco-picco (riferita alla corrente media) della corrente CC risultante è significativamente ridotta rispetto a quella della corrente CC di modulo;
- gli intervalli di tempo con corrente CC istantanea di modulo nulla, dovuti alla conduzione nei diodi di libera circolazione dell'invertitore, scompaiono nella corrente CC risultante;
- in figura 24 si rileva che le coppie elettromagnetiche di ogni modulo hanno lo stesso andamento istantaneo, con sfasamento reciproco di  $1/m = 1/3$  del periodo della portante e apprezzabili oscillazioni, mentre la coppia elettromagnetica risultante all'albero è quasi priva di oscillazioni.

Dunque il comando sequenziale consente di ridurre la frequenza della portante, e quindi le perdite di commutazione degli invertitori, mantenendo limitata l'ondulazione della corrente CC risultante ( $i_{CCt}$ ) e la coppia elettromagnetica risultante ( $T_{elm t}$ ). La limitazione della ondulazione della corrente CC risultante ( $i_{CCt}$ ), conseguente alla adozione del comando sequenziale, consente anche di ridurre l'ondulazione della tensione  $V_{cc}$  ai capi del condensatore sulla linea in CC, come mostrato in figura 25: questo stabilizza meglio la tensione  $V_{cc}$  e riduce le sollecitazioni dielettriche e l'invecchiamento di tale condensatore [9].

La ridotta ondulazione della coppia elettromagnetica risultante riduce i rischi di innesco di condizioni di risonanza meccanica tra generatore a FA e turbina accoppiata; sono invece da verificare i rischi di risonanza meccanica tra i moduli del generatore.

I sistemi con connessione di tipo parallelo alla linea in CC dei convertitori di modulo, come quello di figura 21, sono più adatti a installazioni terrestri (*onshore*), dove la configurazione *back-to-back* dei convertitori PWM di raddrizzamento e inversione implica una breve lunghezza della linea in CC, dunque compatibile con una bassa tensione  $V_{cc}$ . Qualora l'installazione sia di tipo marino (*offshore*), la maggiore lunghezza della linea in CC richiede, per limitare le perdite di trasmissione, l'adozione di valori più elevati della tensione  $V_{cc}$ : tale condizione può essere meglio gestita adottando la disposizione serie lato CC dei raddrizzatori PWM, come analizzato in [10].



## Condizioni di raffreddamento delle macchine e modelli termici

Un altro aspetto, rilevante per il progetto e la verifica dei generatori modulari a FA, è lo studio del raffreddamento, qualitativamente illustrato in figura 26 per macchine raffreddate con convezione naturale (come le macchine delle figure 10 e 20).

L'adozione di un modello termico a parametri concentrati, particolarmente complesso per i fenomeni non lineari tipici della convezione naturale, ha condotto ai risultati illustrati in figura 27 [11]: il diagramma riporta la distribuzione calcolata e misurata della temperatura delle 36 bobine della macchina di figura 20, in condizioni di carico nominale.

A meno di qualche scostamento locale, le distribuzioni sono congruenti fra loro; le diverse temperature di bobina sono principalmente riconducibili alle seguenti cause:

- i canali della semi-macchina inferiore (tra i denti 10 e 27 di figura 26) sono percorsi da aria ambiente, quindi più fresca dell'aria che percorre i canali della semi-macchina superiore (tra i denti 28 e 36, tra i denti 36 e 1 e tra i denti 1 e 9 di figura 26), già riscaldata dalle perdite smaltite dalla semimacchina inferiore);
- la diversa giacitura angolare dei canali di raffreddamento lungo la periferia implica un effetto "camino" più efficace nei canali con angolazione pressochè verticale (attorno ai denti 18-19 e ai denti 36-1) rispetto ai canali con giacitura pressochè orizzontale (attorno ai denti 9-10 e 27-28): ovviamente nei canali con effetto "camino" più pronunciato si sviluppano velocità dell'aria più elevate e le bobine adiacenti, meglio raffreddate, si portano a temperature relativamente più basse rispetto alle altre.

## Effetti delle dissimmetrie costruttive nelle macchine a FA

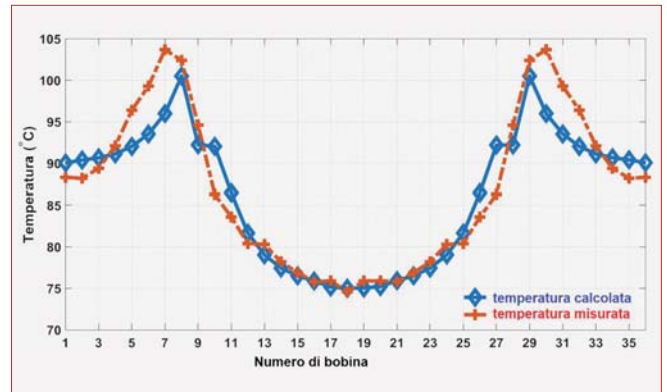
Come noto, le macchine a FA possono presentare delle criticità in termini di sollecitazioni meccaniche; a tal fine, è necessario un attento dimensionamento dei cuscinetti, dei dischi di rotore e dell'albero, sottoposti a sollecitazioni importanti.

In quest'ambito, con riferimento alla macchina a flusso assiale di figura 10, sono state condotte attività teorico-sperimentali sulle dissimmetrie costruttive e sul loro effetto in termini di sollecitazioni meccaniche e conseguenti deformazioni [12].

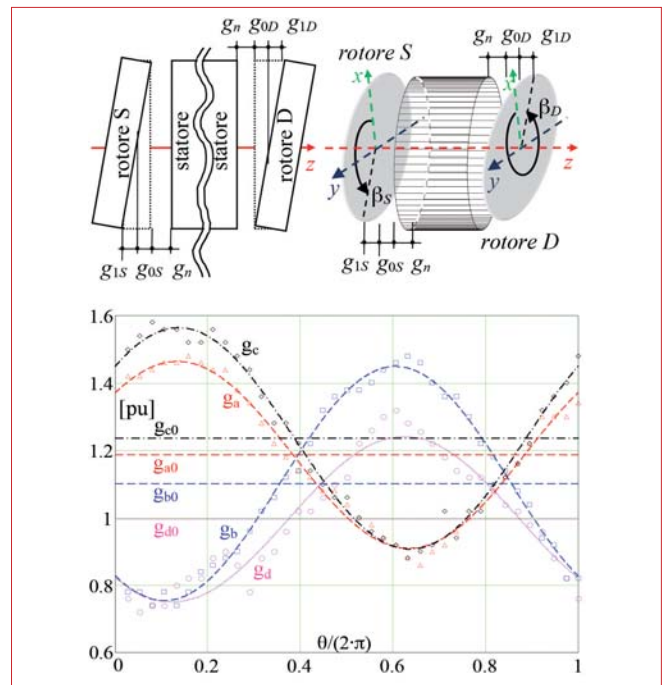
In figura 28 sono identificati i parametri di dissimmetria costruttiva relativi allo scostamento assiale e alla inclinazione dei dischi di sinistra (S) e di destra (D) rispetto ad ogni modulo di statore; nei diagrammi sottostanti vi sono i valori mi-

surati e le curve di interpolazione dello spessore locale di traferro, nei 4 traferri della macchina a 2 moduli di figura 10.

Un indice della dissimmetria costruttiva è l'insorgere, nel funzionamento a vuoto, di correnti di circolazione nei due cicli-fase connessi in parallelo: in caso di perfetta simmetria costruttiva, tali correnti sarebbero nulle, mentre, come mostrato in figura 29, sono non nulle a causa delle dissimmetrie di figura 28; peraltro, il confronto della ampiezza di tale corrente di circolazione (picco circa 1 A) con la



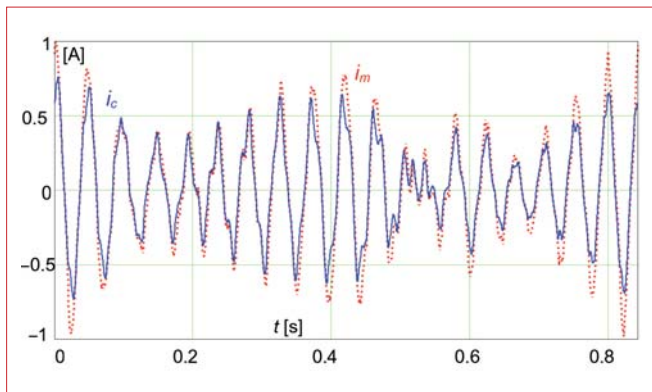
**Figura 27** Temperature calcolate e misurate delle 36 bobine della macchina di figura 20, funzionante a carico nominale, con raffreddamento in convezione naturale



**Figura 28** Spessore in pu del traferro locale nei 4 traferri (a, b, c, d) lungo la periferia della macchina di figura 10. Valori misurati:  $g_a = \Delta$ ,  $g_b = \square$ ,  $g_c = \diamond$ ,  $g_d = \circ$ ; curve interpolanti, a tratteggio, basate sui traferri medi assiali ( $g_{a0}$ ,  $g_{b0}$ ,  $g_{c0}$ ,  $g_{d0}$ ) e su andamenti sinusoidali rispetto al traferro medio (i valori sono espressi in pu, riferiti a:  $g_{rif} = g_n = 1,5 \text{ mm}$ )

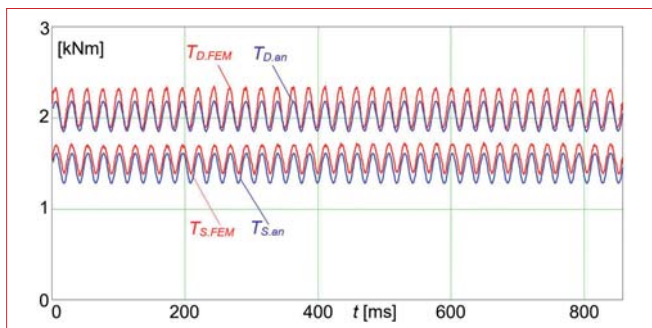
corrente nominale (46,3 A) evidenzia che, per quanto riguarda tali correnti, si tratta di un fenomeno contenuto, con effetti marginali sul funzionamento. Si osserva inoltre una sostanziale congruenza tra forma d'onda calcolata e misurata, che attesta la validità e accuratezza del modello elettromagnetico adottato.

Potenzialmente più significative sono le azioni meccaniche, come mostrato negli andamenti istantanei di figura 30 e nelle distribuzioni di figura 31. La figura 30 mostra l'andamento calcolato ana-



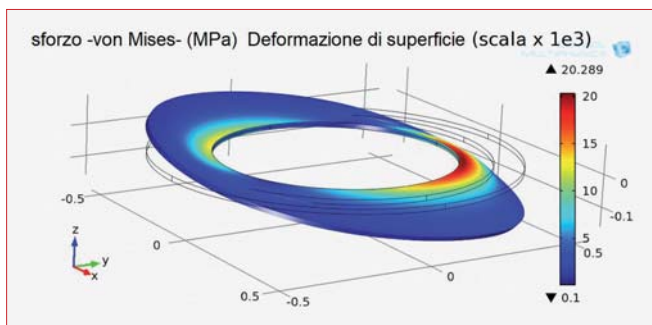
**Figura 29**

Correnti in un circuito costituito da due cicli-fase in parallelo, durante una rotazione completa di rotore a velocità nominale, nel funzionamento a vuoto: corrente misurata ( $i_m$ ), corrente calcolata ( $i_c$ )



**Figura 30**

Momento flettente istantaneo applicato ai dischi di estremità destra (D) e sinistra (S), valutato analiticamente ( $T_{an}$ ) e mediante simulazione FEM 3D mozionale ( $T_{FEM}$ )



**Figura 31**

Sforzo di Von Mises [MPa] sulla superficie del disco rotorico centrale, e corrispondente deformazione assiale (scala amplificata di  $10^3$ )

liticamente (an) e mediante simulazione FEM 3D mozionale (FEM) del momento flettente istantaneo applicato ai dischi mono-lateri di estremità (sinistro (S) e destro (L)); valgono le seguenti osservazioni:

- il momento flettente applicato a ciascun disco ruota sincrono con il rotore, con valore pressoché costante perché causato dalla inclinazione di ciascun disco rispetto all'asse di rotazione;
- l'ondulazione di tale momento flettente, dell'ordine di circa 0,25 volte il valore medio, è dovuta all'effetto delle aperture di cava durante la rotazione;
- questa ondulazione causa un carico pulsante, che può sollecitare a fatica sia i dischi che l'albero.

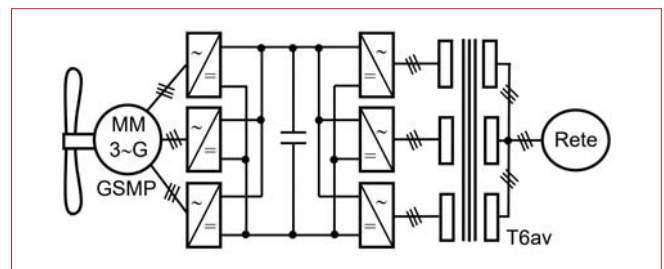
La figura 31 mostra i risultati di una analisi elastica lineare statica FEM, eseguita sul disco bilatero centrale: è mostrata la distribuzione dello sforzo di von Mises e il conseguente stato di deformazione del disco in senso assiale; valgono le seguenti note:

- il massimo valore dello sforzo di von Mises (circa 21 MPa), che si verifica al lembo interno del disco forato, è assai inferiore al limite di snervamento;
- la deformazione del disco, correlata alla modulazione del traferro, produce un massimo spostamento locale del disco di circa 0,14 mm in senso assiale, dunque abbastanza limitato rispetto al traferro meccanico nominale (e ai suoi scostamenti, dovuti alle dissimmetrie).

## Trasformatori modulari di interfaccia con la rete

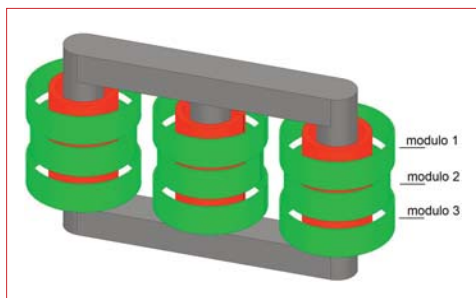
Le peculiarità e i vantaggi nella adozione di generatori a FA con struttura modulare sono validi anche per quanto riguarda l'interfaccia con la rete: in tal caso, la configurazione modulare può essere adottata per il trasformatore.

In figura 32 è mostrato, a titolo di esempio, lo schema di principio di un intero sistema di generazione



**Figura 32**

Schema di un sistema di conversione da fonte eolica, con 3 moduli: un generatore trifase a tre moduli; un sistema di raddrizzatori PWM, una linea in CC, una terna di invertitori PWM, un trasformatore a 6 avvolgimenti (T6av)



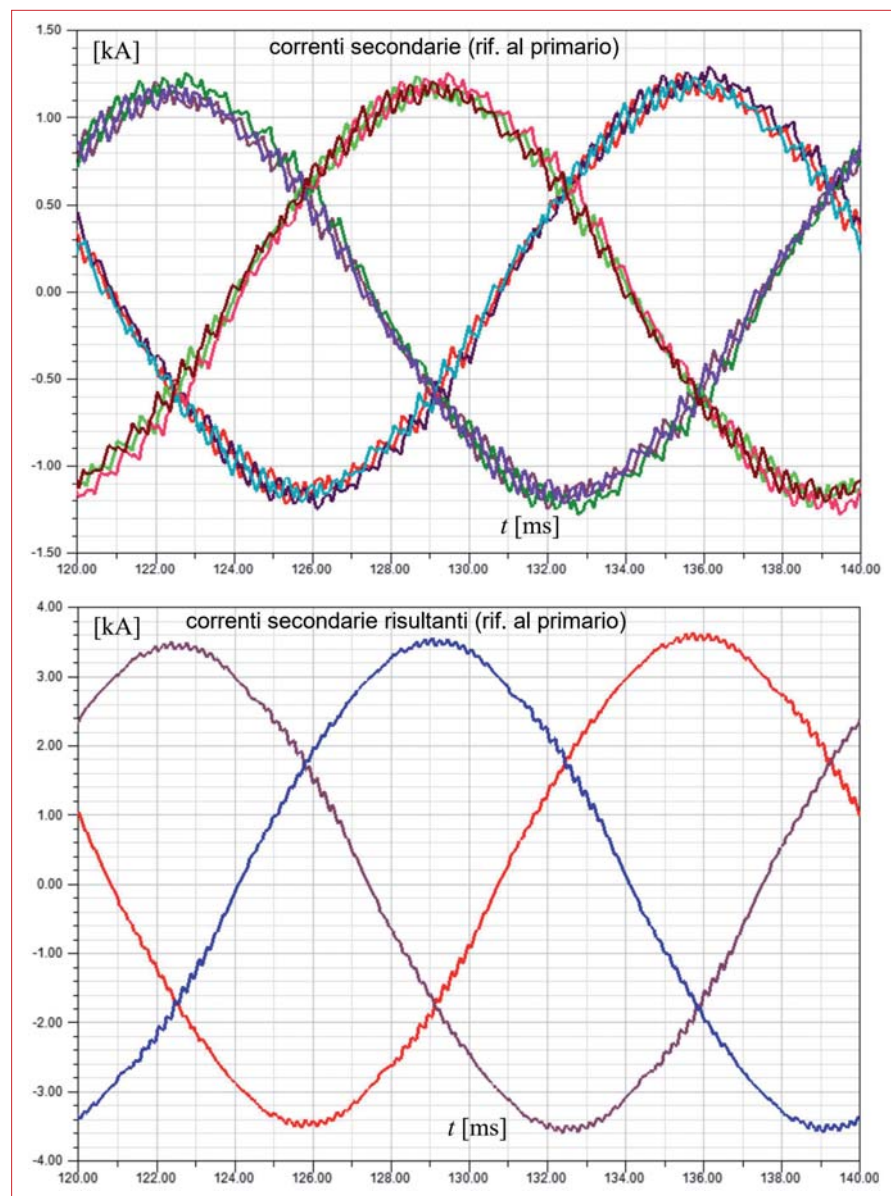
**Figura 33**

Rappresentazione assonometrica di un trasformatore trifase a 6 avvolgimenti, costituito da tre moduli: i moduli, disposti verticalmente fra di loro lungo ogni colonna, sono costituiti da un primario (in verde) e da un secondario (in rosso), tra loro affacciati radialmente. L'intercapedine del modulo centrale ha spessore radiale ridotto, per equilibrare le correnti di modulo

da fonte eolica, in cui sia il generatore, sia il trasformatore hanno 3 moduli; il trasformatore ha 6 avvolgimenti (T6av), perché ogni modulo ha primario e secondario [13].

La adozione di questo tipo di trasformatore modulare presenta i seguenti vantaggi:

- risparmio nel dimensionamento del nucleo magnetico e negli ingombri complessivi rispetto a una soluzione con trasformatori trifase separati;
- la configurazione modulare permette di suddividere la potenza da iniettare in rete su più invertitori, consentendo l'impiego di convertitori a due livelli di tipo standard;
- in caso di guasto in un modulo, questo si può escludere, garantendo il funzionamento regolare degli altri moduli, sia pure a potenza complessiva ridotta (gli avvolgimenti del modulo escluso rimangono sedi di FEM, ma le loro correnti sono nulle);
- adottando particolari criteri di progetto del trasformatore, si può garantire una equilibrata ripartizione del carico tra moduli e si può ottenere un effetto filtrante sulla forma d'onda delle correnti iniettate in rete, riducendo la taglia dei filtri di uscita per gli invertitori;



- l'impiego di un comando sequenziale degli invertitori PWM riduce sensibilmente l'ondulazione delle correnti risultanti secondarie iniettate in rete.

Le particolarità di progetto del trasformatore sono le seguenti, come illustrato in figura 33:

- per rafforzare l'effetto filtrante sulle forme d'onda di corrente è necessario adottare spessori radiali abbondanti per le intercapedini tra avvolgimenti primari e secondari;
- per garantire una equilibrata ripartizione delle correnti, sia nei primari che nei secondari, occorre adottare spessori diversificati delle intercapedini, così da modificare i parametri induttivi di dispersione che governano la ripartizione.

A conferma delle proprietà funzionali sopra enunciate, in figura 34 sono mostrate le forme d'onda delle correnti secondarie dei 3 moduli e della corrente secondaria risultante iniettata in rete,

**Figura 34**

Simulazione FEM 3D transitoria del trasformatore a 6 avvolgimenti alimentato da 3 invertitori con comando sequenziale (tre portanti di modulo sfasate tra loro di 120° sul periodo della portante): correnti secondarie di modulo e correnti risultanti iniettate in rete



nel caso di comando sequenziale dei 3 invertitori di modulo: da questi andamenti, ottenuti con analisi FEM 3D transitoria, si osserva un buon equilibrio delle correnti di modulo e un ridotto livello di ondulazione delle correnti risultanti.

## Conclusioni

La panoramica presentata ha illustrato la struttura delle macchine a MP a flusso assiale, impiegate in applicazioni di generazione da fonte eolica, evidenziandone le caratteristiche di modularità, le potenzialità in termini di ridondanza e affidabilità, la dipendenza di alcune quantità di progetto e di funzionamento dai principali parametri di progetto. È stato poi sinteticamente presentato un prototipo di macchina, dotato di due moduli e un altro caratterizzato da quattro moduli, mostrandone le principali caratteristiche di funzionamento (curve

di perdite e rendimento).

Sono quindi state illustrate le caratteristiche di funzionamento in presenza di convertitori connessi ai morsetti di statore, sia del tipo con raddrizzatori a diodi che nel caso di raddrizzatori PWM, in quest'ultimo caso, illustrando i vantaggi conseguenti alla adozione del comando sequenziale dei convertitori di modulo.

Sono state anche analizzate le questioni relative al raffreddamento e alla modellazione del comportamento termico in caso di raffreddamento con convezione naturale.

Sono stati studiati gli effetti di alcune dissimmetrie costruttive sulle condizioni elettromagnetiche e meccaniche di funzionamento.

Infine, si è considerata la adozione di un trasformatore con configurazione modulare come interfaccia del sistema di conversione da fonte eolica con la rete.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] K. Sitapati, R. Krishnan: Performance Comparison of Radial and Axial Field, PM Brushless Machines, *IEEE Trans. on Industry Appl.*, vol. 37, n. 5, settembre-ottobre 2001, pp.1219-1226.
- [2] A. Cavagnino, M. Lazzari, F. Profumo, A. Tenconi: A Comparison between the Axial Flux and the Radial Flux Structures for MP Synchronous Motors, *IEEE Trans. on Industry Appl.*, vol. 38, n. 6, novembre-dicembre 2002, pp.1517-1524.
- [3] N. Brown, L. Haydock, J. Bumby: An Idealised Geometric Approach to Electromagnetically Comparing Axial and Radial Flux Permanent Magnet Machines, *Atti del Congresso ICEM '02, International Conference on Electrical Machines*, Brugge, Belgio, 25-28 agosto 2002, memoria n. 224.
- [4] A. Di Gerlando, M. Ubaldini: Brevetto Italiano MI2002A 001186, "Macchina elettrica sincrona con avvolgimenti concentrati", 31 maggio 2002; *Brevetto europeo WO 03/103114 PCT/EP03/05559*, 2003.
- [5] A. Di Gerlando, R. Perini, M. Ubaldini: High Pole Number, PM Synchronous Motor with Concentrated Coil Armature Windings, *Atti del Congresso ICEM' 04, International Conference on Electrical Machines*, Cracow, Polonia, 5-8 settembre 2004, memoria n. 58.
- [6] A. Di Gerlando, G. Foglia, M. Iacchetti, R. Perini: Axial Flux PM Machines with Concentrated Armature Windings: Design Analysis and Test Validation of Wind Energy Generators, *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 58, n. 9, settembre 2011, pp. 3795-3805.
- [7] A. Di Gerlando, G. Foglia, M. Iacchetti, R. Perini: Analysis and Test of Diode Rectifiers Solutions in Grid Connected Wind Energy Conversion Systems Employing Modular Permanent Magnet Synchronous Generators, *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 59, n.5, pp.2135-2146; maggio 2012, pp. 2135-2146.
- [8] A. Di Gerlando, K. Elsharby, G. M. Foglia, M.F. Iacchetti, R. Perini: DC Current and Torque Ripple Mitigation in Modular PMSG Drives for Multi-MW WECSs with Linear PWM Inverter Modulation, *Atti di ICEM 2018 - XIII Intern. Conf. on Electrical Machines*, Alexandroupoli, 2018, pp. 1458-1464.
- [9] A. Carboni, K. Elsharby, A. Di Gerlando, G.M. Foglia, R. Perini, E. Ragaini: Electric Stress in Power Electronics Applications, *Atti di XIII IEEE PES anchor Conf. in Europe (PowerTech)*, Milano, Italia, 23-27 giugno 2019.
- [10] K. Elsharby, A. Di Gerlando, G. Foglia, R. Perini: DC Voltage and Torque Ripple Mitigation in Modular PMSG Drives for Off-Shore Multi-MW WECSs with Linear SPWM modulation, *Atti di 21st European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'19 ECCE Europe)*, Genova, Italia, 2-6 settembre 2019.
- [11] P. Shahriari Nasab, A. Di Gerlando, G.M. Foglia, M. Moallem, R. Perini: Analytical Thermal Model of Natural-Convection Cooling in Axial Flux Machines, *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 67, n. 4, aprile 2020, pp. 2711-2721.
- [12] A. Di Gerlando, G. Foglia, M.F. Iacchetti, R. Perini: Effects of Manufacturing Imperfections in Concentrated Coil Axial Flux PM Machines: Evaluation and Tests, *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 61, n. 9, settembre 2014, pp. 5012-5024.
- [13] A. Di Gerlando, K. Elsharby, G.M. Foglia, R. Perini: Analysis of Modular Inverter-fed Six-Winding Transformers for the WECS-Mains Interface, *Atti di ICEM 2020 - Intern. Conf. on Electrical Machines*, Gothemburg, 2020, pp. 1848-1854.

# Macchine elettriche per sistemi di accumulo dell'energia a volano

Andrea Floris, Alfonso Damiano, Alessandro Serpi

Dipartimento Ingegneria Elettrica ed Elettronica - Università degli Studi di Cagliari

In questo articolo si presenta una breve panoramica riguardando alle macchine elettriche ad alta velocità utilizzate per sistemi di accumulo dell'energia a volano: si illustra la composizione e il principio di funzionamento di questi ultimi, evidenziando le principali caratteristiche, vantaggi e svantaggi

## Sistemi di accumulo dell'energia a volano

I sistemi di accumulo dell'energia a volano (*Flywheel Energy Storage System* - FESS) sono dei dispositivi che accumulano l'energia in forma cinetica rotazionale, convertendola in energia elettrica (e viceversa) attraverso una macchina elettrica. In particolare, considerata la rappresentazione schematica di un sistema FESS riportata in figura 1, l'energia è immagazzinata nel volano/rotore, elemento tipicamente caratterizzato da un elevato momento d'inerzia, mentre la macchina elettrica è collegata ad uno o più convertitori elettronici di potenza pilotati dai relativi sistemi di gestione e controllo [1-4]. Sono comunemente presenti anche ulteriori componenti, fra cui i cuscinetti, che possono essere di natura meccanica e/o magnetica; questi hanno il compito di sostenere il peso del sistema in rotazione e mantenere l'allineamento del rotore, contrastando azioni dovute a eventuali sbilanciamenti e vibrazioni, minimizzando, al tempo stesso, le perdite per attrito [4]. Si utilizza inoltre una struttura di contenimen-

to al duplice scopo di garantire la sicurezza di persone e/o cose in caso di cedimento del volano, così come realizzare e mantenere un determinato grado di vuoto mediante un'opportuna pompa, permettendo di minimizzare le perdite aerodinamiche di tutti gli elementi in rotazione [5-6]. Vi è inoltre la necessità di utilizzare un opportuno sistema di raffreddamento per limitare la temperatura di funzionamento del sistema entro i limiti previsti dai suoi diversi componenti.

Dal punto di vista operativo, quando la macchina elettrica opera come motore, l'energia elettrica in ingresso è convertita in energia meccanica applicando una coppia motrice al volano, incrementandone la velocità ed accumulando energia cinetica. Quando invece si richiede l'erogazione di energia elettrica, la macchina elettrica opera come generatore, applicando una coppia resistente al volano, rallentandolo e convertendo l'energia cinetica in energia elettrica.

Trascurando il rendimento di conversione, l'energia  $E$  scambiabile dal sistema FESS dipende dal momento di inerzia  $J$  del volano e dal campo di variazione tra la velocità minima  $\omega_{\min}$  e quella massima  $\omega_{\max}$  a cui può operare il sistema:

$$E = \frac{1}{2} J(\omega_{\max}^2 - \omega_{\min}^2) = \frac{1}{2} J(\omega_{\max}^2 \left(1 - \frac{\omega_{\min}^2}{\omega_{\max}^2}\right)), \omega_{\min} = \frac{P_{nom}}{T_{max}}$$

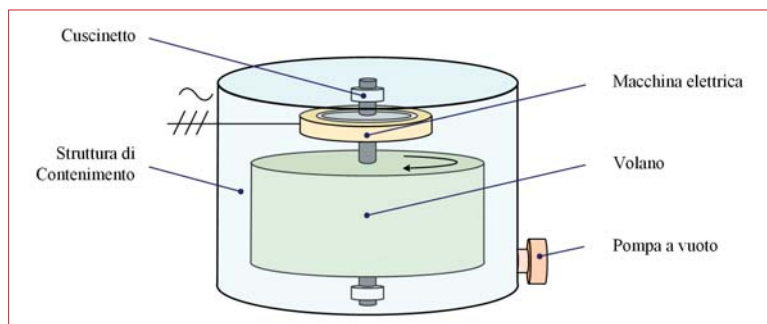
Tipicamente,  $\omega_{\max}$  è limitato superiormente da vincoli meccanici, mentre  $\omega_{\min}$  è definito dalla coppia massima applicabile dalla macchina elettrica  $T_{max}$  alla potenza nominale  $P_{nom}$ .

Esistono svariate configurazioni costruttive dei sistemi FESS, le quali possono essere classificate in tre grandi famiglie a seconda del collegamento fra la macchina elettrica e il volano: convenzionali, semi-integrate o integrate (Figura 2) [6-7]. Nelle configurazioni convenzionali (Figura 2a) la macchina elettrica e il volano sono due componenti

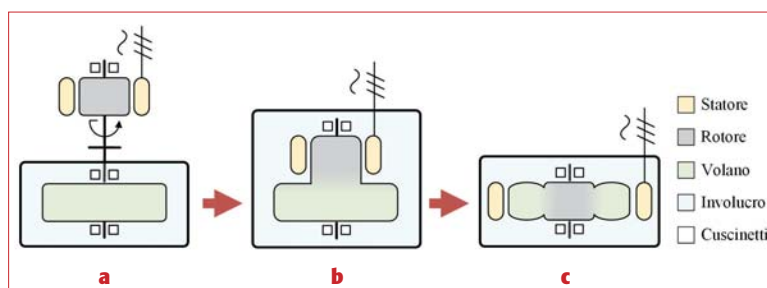
strutturalmente indipendenti e connessi tra loro attraverso un giunto meccanico, oppure calettati sullo stesso albero. La macchina elettrica può essere alloggiata all'interno o all'esterno della struttura di contenimento, all'interno della quale si mantiene di solito una condizione di bassa pressione per ridurre le perdite aerodinamiche dovute all'attrito con l'aria del volano/rotore. Nelle configurazioni semi-integrate (Figura 2b) si ha una parziale integrazione fra macchina elettrica e volano, anche se solamente in termini di ingombri: tale soluzione si adatta in maniera ottimale ai rotori in materiale composito collegati all'albero tramite un mozzo. Le configurazioni integrate (Figura 2c) presentano il rotore della macchina elettrica e il volano integrati in un unico componente; tale soluzione permette la massima compattezza del dispositivo e, quindi, in linea teorica, il raggiungimento dei massimi valori di energia specifica e di

ad alta velocità (*High-Speed Electrical Machine* - HS-EM) [10]. Le LS-EM sono caratterizzate da velocità nominali da pochi giri al minuto (*revolution per minute* - rpm) fino a circa 10 krpm, con potenze nominali che possono raggiungere l'ordine dei MW. A questa categoria appartengono la maggior parte delle EM utilizzate per tutte quelle applicazioni in cui le dimensioni e i pesi non rappresentano vincoli stringenti. Le HS-EM, invece, sono caratterizzate da velocità nominali da 10 krpm a oltre 200 krpm e potenze nominali variabili da pochi W a centinaia di kW. Questa tipologia di EM è stata storicamente utilizzata per specifiche applicazioni, fra cui trapani dentali, strumenti di chirurgia medica, compressori e mandrini. Ad esempio, in alcune applicazioni (lavorazioni ad alta velocità), l'utilizzo di una HS-EM permette l'eliminazione di sistemi di trasmissione, con conseguente riduzione di peso, dimensioni e rumore, oltre che una maggiore efficienza e minori esigenze di manutenzione [11]. In altre applicazioni (strumenti chirurgici o odontoiatrici), le HS-EM permettono di conseguire velocità variabili e un migliore controllo di coppia rispetto ai corrispondenti strumenti ad aria compressa. Tuttavia, le HS-EM sono attualmente oggetto di studio anche per applicazioni quali sistemi di propulsione elettrica, generatori e sistemi FESS [2]. In particolare, i notevoli miglioramenti dell'elettronica di potenza e dei sistemi di controllo avvenuti negli ultimi anni hanno reso possibile l'impiego delle HS-EM in una vasta gamma di applicazioni a velocità variabile.

La differenza principale fra LS-EM e HS-EM consiste nei campi di variazione di velocità e di coppia a parità di potenza richiesta: essendo infatti questa ultima proporzionale al prodotto fra coppia e velocità, le alte velocità caratteristiche delle HS-EM permettono di realizzare coppie minori rispetto alle LS-EM e, quindi, dimensioni e pesi ridotti. Tale riduzione di coppia comporta inoltre la riduzione dell'induzione magnetica al transfero e/o delle correnti che circolano negli avvolgimenti, con conseguente beneficio in termini di riduzione delle perdite negli stessi (aumento dell'efficienza). Inoltre, in caso di utilizzo di magneti permanenti, è possibile ridurre il quantitativo o impiegare magneti permanenti a



**Figura 1**  
Rappresentazione schematica dei principali componenti di un sistema FESS



**Figura 2**  
Principali configurazioni costruttive dei sistemi FESS: **a** convenzionale, **b** semi-integrata, **c** integrata

densità di energia. Tuttavia, l'integrazione strutturale dei due componenti può determinare sollecitazioni nel rotore tali da limitare la velocità massima di rotazione e, quindi, la massima energia accumulabile [1]. Pertanto, queste configurazioni richiedono un'analisi accurata delle prestazioni meccaniche ed elettromagnetiche al fine di ottimizzare la progettazione congiunta [8-9].

## Macchine elettriche ad alta velocità

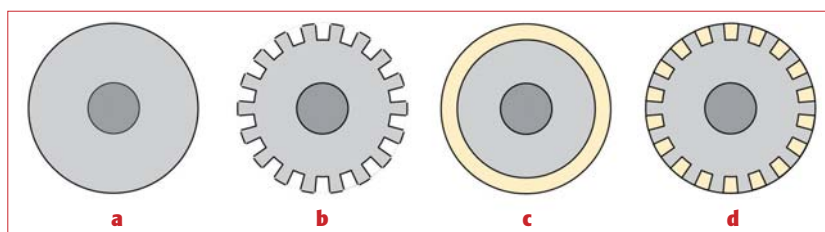
Uno dei criteri utilizzabili per classificare le macchine elettriche è rappresentato dal campo di velocità in cui operano: in particolare, si possono distinguere macchine elettriche a bassa velocità (*Low-Speed Electrical Machine* - LS-EM) e



bassa densità di energia, con conseguente riduzione dei costi [12-13]. Tuttavia, l'impiego di materiali con ciclo di isteresi molto stretto e caratterizzati da resistività elettriche molto elevate risulta fondamentale per le HS-EM in quanto le perdite elettromagnetiche ad essi associate non sono trascurabili o di modesta entità, come invece accade per la maggior parte delle LS-EM.

Fra le tipologie di macchine elettriche più idonee per HS-EM si possono distinguere le macchine elettriche asincrone (*Induction Machine* - IM), sincrone a riluttanza variabile (*Synchronous Reluctance Machine* - SRM), omopolari (*Homopolar Electrical Machine* - HEM) e sincrone a magneti permanenti (*Permanent Magnet Synchronous Machine* - PMSM) [3]. Per quanto riguarda la IM, le configurazioni più utilizzate per applicazioni ad alta velocità sono quelle a rotore solido senza o con gabbia di scoiattolo (Figura 3) [14]. Il problema principale delle IM ad alta velocità consiste nelle elevate perdite sul rotore, le quali determinano a loro volta sovratemperature significative poiché il calore prodotto è difficilmente dissipabile, soprattutto in applicazioni in cui è richiesto di operare in condizioni di vuoto. Considerando le diverse possibili configurazioni di IM ad alta velocità, la soluzione a rotore solido (Figura 3a) rappresenta quella più semplice e meccanicamente più resistente, ma anche quella più inefficiente; infatti, in caso di alta velocità, le correnti e l'induzione magnetica non si distribuiscono uniformemente nel rotore, con corrispondente aumento delle perdite ad esse associate. Tale problema può essere parzialmente risolto scanalando la superficie esterna del rotore (Figura 3b): ciò favorisce notevolmente la penetrazione del campo magnetico e la distribuzione delle correnti sul rotore, ma deve essere tale da non causare una riduzione significativa della resistenza meccanica dello stesso. Inoltre, la presenza delle scanalature aumenta le perdite per ventilazione rispetto alla configurazione precedente. Una possibile alternativa consiste

nel rivestire il rotore solido con uno strato di rame (Figura 3c), il quale agisce come una distribuzione di barre: ciò consente di migliorare notevolmente la circolazione delle correnti nel rotore (migliore efficienza), mantenendo inoltre un'ottima integrità meccanica. Tuttavia, la presenza del rivestimento di rame aumenta notevolmente lo spessore del traferro, riducendo quindi le prestazioni rispetto alle configurazioni precedenti. Considerando la struttura a rotore solido combinata con una gabbia di scoiattolo (Figura 3d), questa differisce da quella classica di una IM solo per la mancata laminazione del rotore: di conseguenza, il rotore beneficia di una maggiore resistenza meccanica, ma è più complesso da realizzare e caratterizzato da maggiori perdite. Se confrontata con le configurazioni a rotore solido, questa ultima soluzione presenta invece una maggiore efficienza, ma minore resistenza meccanica. Anche la configurazione classica della IM (rotore laminato con gabbia di scoiattolo) può essere impiegata in applicazioni ad alta velocità, a condizione però di utilizzare particolari accorgimenti costruttivi e materiali ad alta resistenza. In ogni caso, indipendentemente dalla configurazione, le IM sono caratterizzate da elevate perdite nel rotore e, quindi, da un'efficienza relativamente bassa rispetto ad altre tipologie di macchine elettriche, soprattutto rispetto alle PMSM. Si riportano in Tabella 1 diverse tipologie di HS-IM presentate in letteratura, per



**Figura 3**

Configurazioni del rotore di una IM ad alta velocità: **a** rotore solido, **b** rotore solido con scanalature, **c** rotore solido con rivestimento, **d** rotore solido con gabbia di scoiattolo

**Tabella 1** Esempi di HS-IM proposte in letteratura, ordinate per velocità periferica decrescente [14]

Tipologia di rotore	Potenza [kW]	Velocità di rotazione [krpm]
Solido con rivestimento	300	60
Laminato	2.000	15
Solido con rivestimento	60	60
Laminato	8.000	12
Solido con gabbia di scoiattolo	50	50
Solido con scanalature	8.000	12
Solido con gabbia di scoiattolo	2.610	11,16
Laminato	6.000	10
Laminato	10	90
Solido	6,3	120
Laminato con rivestimento solido	65	30,6
Laminato	11	56,5
Laminato	21	50
Laminato con rivestimento solido	200	12
Solido con scanalature	250	12
Laminato	1,5	50
Solido con rivestimento	0,7	24
Laminato	0,075	45

ciascuna delle quali è espressamente indicata la tipologia di rotore utilizzato tra quelli mostrati in figura 3, oltre alla loro potenza nominale e massima velocità di rotazione [14].

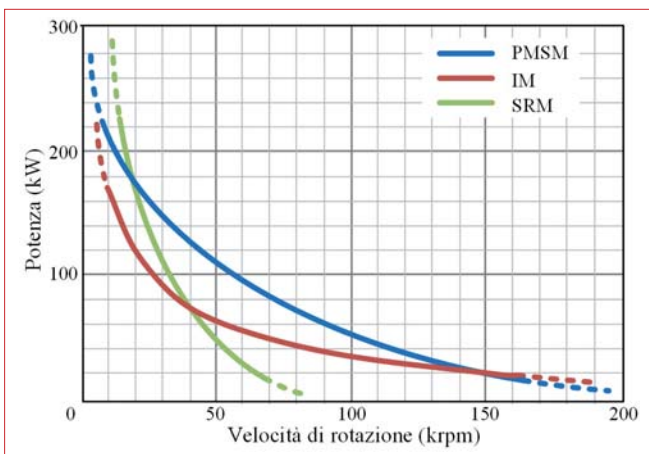
A differenza delle IM, le SRM presentano un rotore solido che non ospita alcun tipo di avvolgimento, non è sede di alcuna circolazione di corrente e ruota in sincronismo con l'induzione magnetica caratteristica della macchina. Pertanto, le perdite sul rotore delle SRM sono notevolmente inferiori rispetto a quelle delle IM. Tuttavia, il principio di funzionamento di una SRM richiede che il rotore sia magneticamente anisotropo: ciò può essere conseguito mediante una forma geometricamente anisotropa (non cilindrica), oppure combinando materiali ferromagnetici e non lungo opportune direzioni: nel primo caso, il rotore solido garantisce migliori proprietà meccaniche rispetto al secondo caso, ma può determinare eccessive perdite aerodinamiche. I principali svantaggi delle SRM sono rappresentati dalla bassa densità e dall'elevato *ripple* di coppia, dalla rumorosità e da una certa complessità del sistema di controllo [15]. In Ta-

bella 2 sono mostrate le specifiche di alcune SRM ad alta velocità presentate in letteratura [14]. Una tipologia di EM relativamente recente e particolarmente idonea per operare ad alta velocità è rappresentata dalle HEM, le quali presentano un rotore solido, sagomato assialmente in modo da ricavare espansioni polari differenti in corrispondenza di diverse sezioni assiali della macchina [14]. Il principio di funzionamento delle HEM consiste quindi nell'alimentare a tensione costante un avvolgimento di eccitazione posto sullo statore della macchina e concentrico con il rotore: in questo modo, le linee di flusso del campo magnetico di eccitazione si sviluppano in direzione assiale sia sul rotore sia sullo statore, richiudendosi attraverso le espansioni polari del rotore. Tale tipologia di macchina elettrica presenta quindi il vantaggio di un rotore solido, la cui rotazione è sincrona con il campo magnetico generato (basse perdite nel rotore). Tuttavia, la presenza di un avvolgimento di eccitazione determina perdite aggiuntive rispetto alle IM e SRM e la necessità di un'alimentazione in corrente continua dedicata [14].

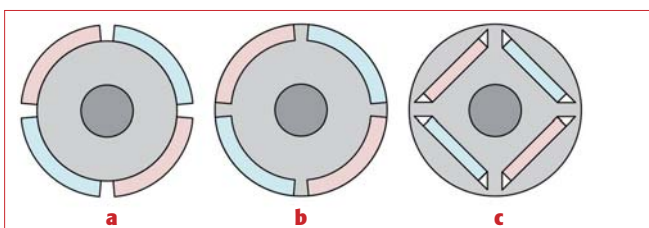
Per quanto riguarda le PMSM, esse rappresentano complessivamente la soluzione più competitiva per applicazioni ad alta velocità fra tutte quelle considerate in precedenza, soprattutto in termini di densità di potenza, ma anche di coppia ed efficienza [16]. Inoltre, tali tipologie di macchine elettriche presentano ampi campi di velocità e potenza, come mostrato in figura 4. Tra le diverse tipologie di PMSM a flusso radiale e rotore interno si possono distinguere configurazioni con magneti superficiali (*Surface-Mounted PMSM - SPM*), con magneti incastonati (*Surface-Inset PMSM - SIPM*) e con magneti interni (*Interior PMSM - IPM*), come mostrato schematicamente in figura 5 [16]. Nelle SPM (Figura 5a), i PM sono installati sulla superficie del rotore mediante una colla epossidica, garantendo così un'elevata semplicità costruttiva. Questa disposizione dei PM garantisce inoltre la massima induzione magnetica al traferro in quanto i PM si affacciano direttamente su di esso senza l'interposizione di alcun altro materiale che potrebbe determinare un certo tasso di dispersione magnetica. Poiché la permeabilità magnetica dei PM è prossima a quella dell'aria, lo spessore del traferro effettivo risulta abbastanza elevato in questa tipologia di macchine; pertanto, l'induzione magnetica prodotta dall'avvolgimento di armatura è relativamente piccola e, quindi, l'induttanza sincrona è bassa. Ciò determina vantaggi e svantaggi, quali, ad esempio, una rapida risposta di-

**Tabella 2** HS-SRM presentate in letteratura [14]

Potenza [kW]	Velocità di rotazione [krpm]
250	22
30	52
1	60
1	48
0,6	30



**Figura 4**  
Curve qualitative potenza-velocità per diverse tipologie di EM [10]



**Figura 5**  
Diverse configurazioni di PMSM a flusso radiale e rotore interno: a) SPM; b) SIPM; c) IPM

namica, ma una ridotta capacità di deflussaggio. Inoltre, data la struttura magneticamente isotropa della SPM, l'induttanza su asse diretto e in quadratura sono pressoché identiche: ciò semplifica notevolmente il sistema di controllo, ma determina una coppia di riluttanza trascurabile e, quindi, densità di coppia e potenza minori rispetto ad altre configurazioni. Nelle SIPM (Figura 5b), i PM sono inseriti in appositi incavi ricavati sulla superficie esterna del rotore; in questo caso, l'induttanza su asse in quadratura è superiore a quella su asse diretto, conferendo a questa configurazione la capacità di produrre una coppia di riluttanza e, quindi, una migliore densità di coppia e potenza rispetto alla SPM. Nelle IPM, i PM sono inseriti all'interno del rotore (Figura 5c); pertanto, rispetto alle configurazioni SPM e SIPM, è richiesta la realizzazione di apposite "barriere di flusso", ossia volumi interni di materiale non ferromagnetico. Le barriere di flusso determinano delle direzioni preferenziali per le linee di flusso di campo magnetico, impedendo che quelle relative ai PM si sviluppino interamente nel rotore: ciò causerebbe un cortocircuito magnetico dei PM stessi, che si tradurrebbe in un aumento indesiderato del flusso magnetico disperso, con una conseguente riduzione di coppia e potenza sviluppabili dalla IPM. Grazie alle barriere di flusso e al posizionamento dei PM all'interno del rotore, le IPM sono caratterizzate da un elevato rapporto tra il valore dell'induttanza su asse in quadratura e quello su asse diretto, anche superiore a 3, consentendo quindi lo sviluppo di una coppia di riluttanza superiore rispetto alle SPM e SIPM. Inoltre, le IPM adottano PM di sezione rettangolare e magnetizzazione parallela, di semplice realizzazione. Per contro, le IPM presentano notevoli complessità costruttive, relative soprattutto alla progettazione e realizza-

zione delle barriere di flusso e al posizionamento dei PM, il quale avviene generalmente durante le fasi di realizzazione del rotore stesso. Numerosi articoli scientifici in letteratura presentano specifiche configurazioni di PMSM, alcune delle quali sono elencate nella Tabella 3 [14]: per ogni configurazione è indicata la tipologia tra quelle rappresentate in figura 5, unitamente alla potenza e alla massima velocità di rotazione.

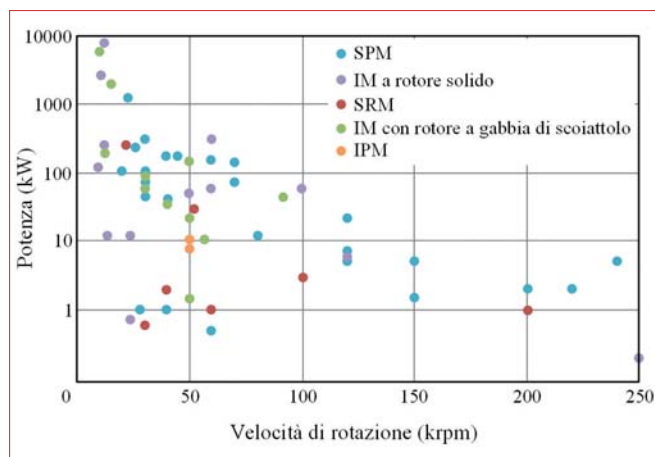
## Macchine elettriche ad alta velocità per FESS

Nell'ottica di sviluppare un sistema di accumulo a volano integrato ad alta velocità che utilizzi una PMSM a rotore interno, la scelta dovrebbe ricadere sulla IPM in quanto i PM sono inseriti completamente all'interno del rotore e, quindi, sono meno sollecitati dal punto di vista meccanico rispetto alle configurazioni SIPM e, soprattutto, SPM. Tuttavia, la presenza dei PM e delle barriere di flusso rende la struttura delle IPM meccanicamente non isotropa, determinando potenziali criticità in termini di sollecitazioni massime in alcune parti della struttura stessa. In particolare, le barriere di flusso, le quali devono essere progettate accuratamente in termini di posizione e forma, riducono la quantità di materiale ferromagnetico del rotore, diminuendone la massa e il momento d'inerzia, ma anche la resistenza meccanica. Discorso analogo vale, anche se in misura minore, per la configurazione SIPM. La struttura maggiormente idonea per applicazioni ad alta velocità risulta quindi la SPM, come del resto evidenziato dai dati riportati in Tabella 3, la quale consente di ottenere velocità superiori alle altre tipologie di PMSM. Le SPM risultano una configurazione particolarmente idonea per applicazioni ad alta velocità anche rispetto ad

**Tabella 3** EHS-PMSM presentate in letteratura, ordinate per velocità periferica decrescente [14]

Tipologia di rotore	Sleeve di contenimento	Potenza [kW]	Velocità di rotazione [krpm]
SPM	Titanio	22	120
SPM	Fibra di carbonio	2	220
SPM	Titanio	1	500
SPM	Titanio	2	200
SPM	Acciaio	5	240
SPM	Fibra di carbonio	1,5	150
SPM	Fibra di vetro	1,5	150
SPM	Fibra di carbonio	40	40
SPM	Titanio	2	200
SPM	Fibra di carbonio	40	40
SPM	Titanio	0,1	500
SPM	Fibra di carbonio	0,5	60
IPM	Ferro Silicio	-	40
SPM	-	1	40
SPM	Acciaio	1	28





**Figura 6**

Caratteristiche di velocità - potenza per differenti HS-EM presenti in letteratura [14]

**Tabella 4** Velocità periferica massima del rotore per diverse tipologie di EM [14]

Tipologia	Velocità periferica (m/s)
IM a rotore solido con rivestimento	400
SPM con sleeve in fibra di carbonio	350
IM a rotore laminato	280
IPM con rotore laminato	230
SR con rotore laminato	210

altre tipologie di macchine elettriche, come evidenziato nella Tabella 4 e in figura 6 [14]. In particolare, questa ultima mostra come le SPM consentano di raggiungere elevatissime velocità di rotazione (circa 250 krpm), le quali sono difficilmente ottenibili con le altre tipologie di EM se non per potenze molto piccole (circa 1 kW). Ciò è reso possibile dall'impiego di un cilindro cavo di contenimento posto esternamente ai PM (*sleeve*), il quale ha il compito di evitare il distacco dei PM dalla superficie del rotore, soprattutto in condizioni di funzionamento ad alta velocità [8-9].

Lo *sleeve* può essere realizzato in diversi materiali e con diversi spessori: il valore massimo di velocità raggiungibile può essere aumentato variando opportunamente lo spessore e la composizione dello *sleeve*, ad esempio utilizzando strutture multistrato, o agendo sul suo pretensionamento. Questo ultimo consiste nel realizzare un forzamento meccanico in modo che lo *sleeve*, una volta installato sul rotore, presenti un diametro interno superiore a quello che avrebbe in condizioni di riposo. Di conseguenza, la deformazione a cui lo *sleeve* sarebbe soggetto determinerebbe un'azione di pre-compressione sui PM, anche a velocità nulla, compensando opportunamente le sollecitazioni di trazione in condizioni di funzionamento ad alta velocità [9,17].

## BIBLIOGRAFIA

- [1] M.E. Amiryar, K. R. Pullen: A Review of Flywheel Energy Storage System Technologies and Their Applications, *Appl. Sci.*, vol. 7, n. 3, marzo 2017, doi: 10.3390/app7030286.
- [2] A.A.K. Arani, H. Karami, G.B. Gharehpetian, M.S.A. Hejazi: Review of Flywheel Energy Storage Systems structures and applications in power systems and microgrids, *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 69, marzo 2017, pp. 9-18.
- [3] X. Li, A. Palazzolo: A review of flywheel energy storage systems: state of the art and opportunities, *J. Energy Storage*, vol. 46, p. 103576, febbraio 2022, doi: 10.1016/j.est.2021.103576.
- [4] S.M. Mousavi, F. Faraji, A. Majazi, K. Al-Haddad: A comprehensive review of Flywheel Energy Storage System technology, *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 67, gennaio 2017, pp. 477-490.
- [5] R. Sebastián, R. Peña Alzola: Flywheel energy storage systems: Review and simulation for an isolated wind power system, *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 16, n. 9, dicembre 2012, pp. 6803-6813.
- [6] P. Yulong, A. Cavagnino, S. Vaschetto, C. Feng, A. Tenconi: Flywheel energy storage systems for power systems application, *Proc. of 6th International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP 2017)*, giugno 2017, pp. 492-501.
- [7] N. Bernard, H.B. Ahmed, B. Multon, C. Kerzreho, J. Delamare, F. Faure: *Flywheel energy storage systems in hybrid and distributed electricity generation*, 2003, p. 9.
- [8] A. Floris, A. Damiano, A. Serpi: Design and Performance Assessment of an Integrated Flywheel Energy Storage Systems based on an Inner-Rotor Large-Airgap SPM, *International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, vol. 1, Aug. 2020, pp. 633-639. doi: 10.1109/ICEM49940.2020.9271069.
- [9] A. Floris, M. Paderi, A. Damiano, F. Aymerich, A. Serpi: Design criteria and methodology of a Multi-Rim Carbon-fibre Flywheel to be integrated within a Large-Airgap PMSM, *IECON The 46th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, ottobre 2020, pp. 913-919. doi: 10.1109/IECON43393.2020.9255025.
- [10] A. Tenconi, S. Vaschetto, A. Vigliani: Electrical Machines for High-Speed Applications: Design Considerations and Tradeoffs, *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 61, n. 6, giugno 2014, pp. 3022-3029, doi: 10.1109/TIE.2013.2276769.
- [11] R.R. Moghaddam: High speed operation of electrical machines, a review on technology, benefits and challenges, *Proc. of IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE 2014)*, Pittsburgh (USA), settembre 2014, pp. 5539-5546, doi: 10.1109/ECCE.2014.6954160.
- [12] A. Damiano, A. Floris, G. Fois, I. Marongiu, M. Porru, A. Serpi: Design of a High-Speed Ferrite-Based Brushless DC Machine for Electric Vehicles, *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 53, n. 5, settembre 2017, pp. 4279-4287.
- [13] M. Kimiabeigi et al.: High-Performance Low-Cost Electric Motor for Electric Vehicles Using Ferrite Magnets, *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 63, n. 1, gennaio 2016, pp. 113-122, doi: 10.1109/TIE.2015.2472517.
- [14] D. Gerada, A. Mebarki, N.L. Brown, C. Gerada, A. Cavagnino, A. Boglietti: High-Speed Electrical Machines: Technologies, Trends, and Developments, *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 61, n. 6, pp. 2946-2959, giugno 2014, doi: 10.1109/TIE.2013.2286777.
- [15] N. Zabihi, R. Gouws: A review on switched reluctance machines for electric vehicles, *IEEE 25th International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)*, giugno 2016, pp. 799-804, doi: 10.1109/ISIE.2016.7744992.
- [16] R. Krishnan: Permanent Magnet Synchronous and Brushless DC Motor Drives, *CRC Press*, New York, 2010.
- [17] S.J. Kim, K. Hayat, S.U. Nasir, S.K. Ha: Design and fabrication of hybrid composite hubs for a multi-rim flywheel energy storage system, *Compos. Struct.*, vol. 107, gennaio 2014, pp. 19-29.