

MACCHINE E CONVERTITORI MODULARI PER L'ENERGIA EOLICA

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

ABSTRACT – I vincoli ambientali spingono verso soluzioni ad alta efficienza, compattezza 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.

PREMESSA

Nel 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 fig. 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.

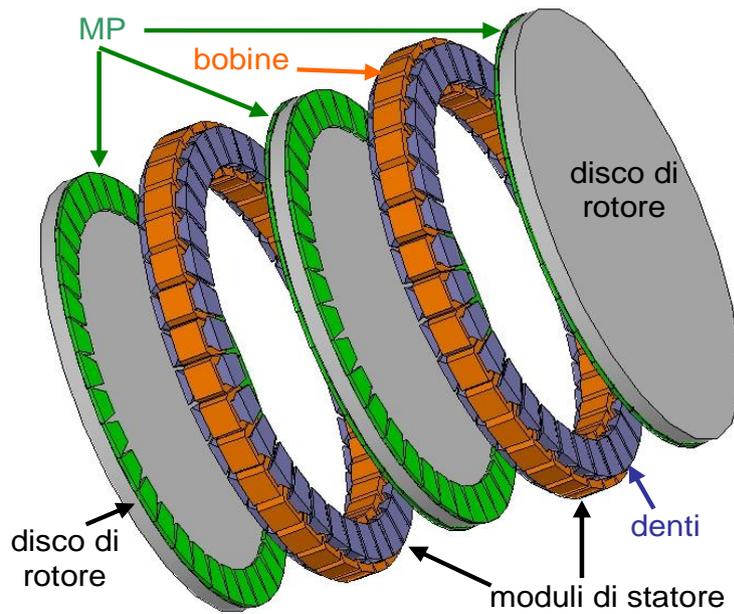


Fig. 1 – Struttura elettromagnetica di una macchina a FA, con MP montati sulle superfici dei dischi rotorici: la macchina è dotata di $m = 2$ moduli di statore e $m + 1 = 3$ dischi a MP; gli avvolgimenti dei moduli statorici sono trifase.

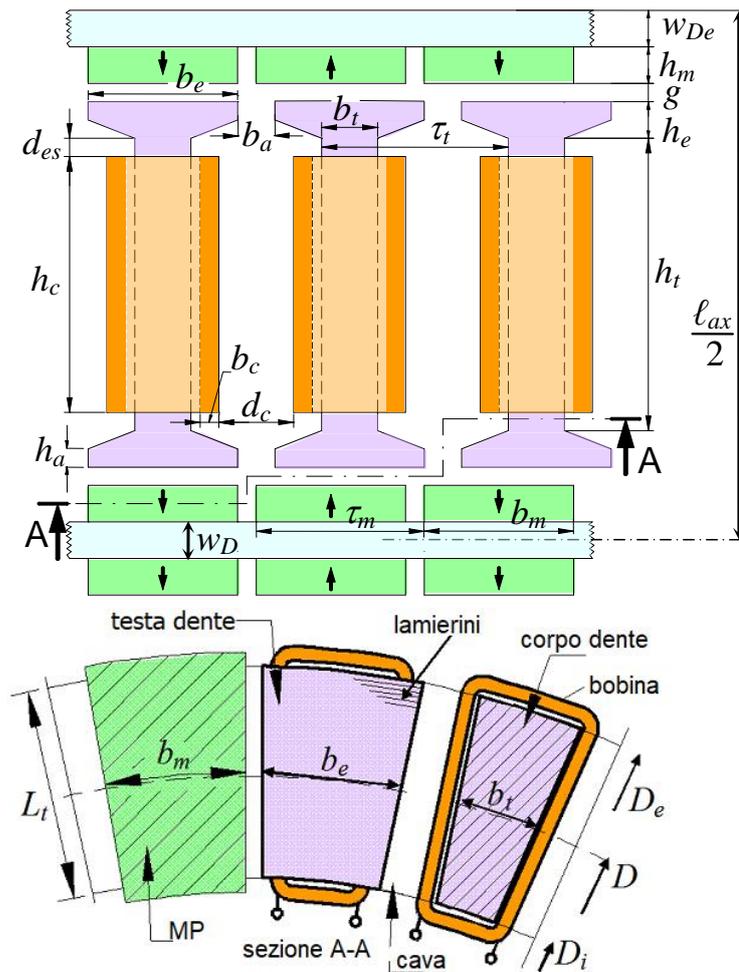


Fig. 2 – Sezioni trasversale e assiale e dimensioni principali di un modulo di macchina.

Anche se sono possibili scelte diverse, la condizione 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)), differisce dal numero p_c di poli di un ciclo di ± 1 :

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

A titolo di esempio, con riferimento al ciclo elettromagnetico di un modulo, in fig. 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).

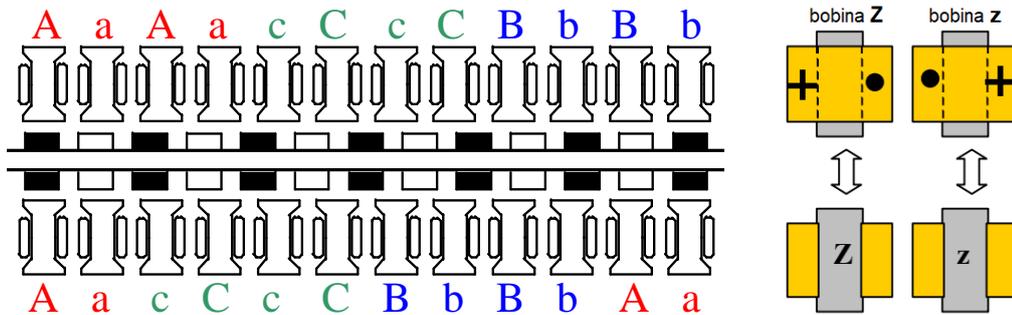


Fig. 3 – Disposizione schematica delle bobine (A, B, C, a, b, c) e dei MP di 2 moduli, in un ciclo elettromagnetico di una macchina trifase a FA: $N_{dcf} = 4$ denti/(ciclo-fase), $p_c = 13$ poli/ciclo; le 4 bobine di un ciclo-fase sono in serie (le lettere maiuscole e minuscole indicano la disposizione 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° elettrici tra moduli.

CONDIZIONI DI FUNZIONAMENTO E ANALISI PARAMETRICA

La posizione relativa tra denti e MP (si veda l'esempio di fig. 3), fa sì che questo tipo di macchina sia "sinusoidale", sia dal punto di vista della distribuzione periferica del campo magnetico (cfr. fig.4), sia dal punto di vista della forma d'onda della forza elettromotrice (f.e.m.) di fase, cioè della tensione di fase a vuoto (cfr. fig. 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.

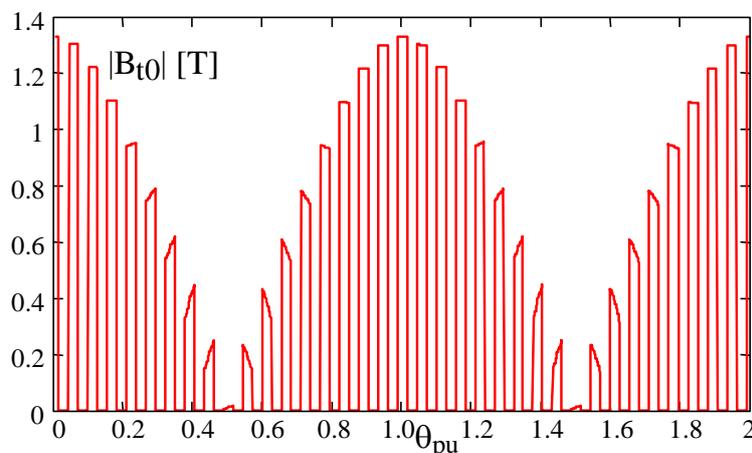


Fig. 4 – Distribuzione, calcolata mediante analisi FEM, del modulo della induzione magnetica a vuoto nei denti di un modulo di una macchina a MP, a FA, con $N_c = 2$ cicli, $N_{dcf} = 6$ denti/(ciclo-fase), $3 \cdot N_{dcf} \cdot N_c = 36$ denti, $p = N_c \cdot (3 \cdot N_{dcf} + 1) = 38$ poli.

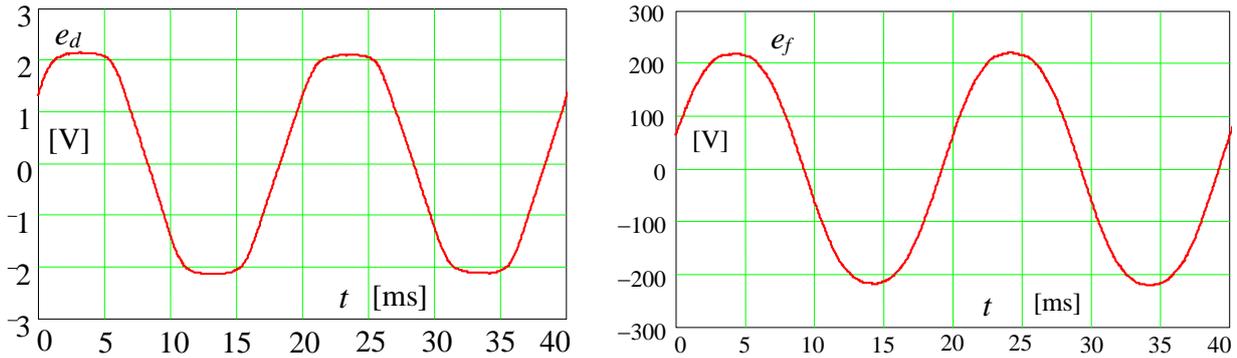


Fig. 5 – F.e.m. misurate nel funzionamento a vuoto di una macchina a bobine di dente, con 2 cicli, 36 denti, 38 poli. A sinistra: f.e.m. e_d ai capi di una singola spira avvolta attorno a un dente; a destra: f.e.m. ai morsetti di fase e_f .

Per studiare l'influenza dei principali parametri di progetto mostrati in fig. 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° poli – N° cicli, riportati in Tab. I.

TAB. I - COPPIE DI VALORI (N° DI POLI – N° DI CICLI)

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

Le condizioni di studio si riferiscono ad 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 $D_e = 1100$ 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.

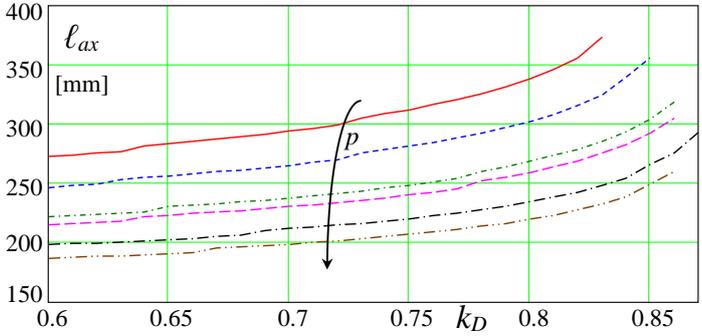


Fig.6 – Lunghezza assiale l_{ax} della macchina in funzione del rapporto dei diametri $k_D = D_i/D_e$, con parametro il numero di poli p (valori da Tab. I).

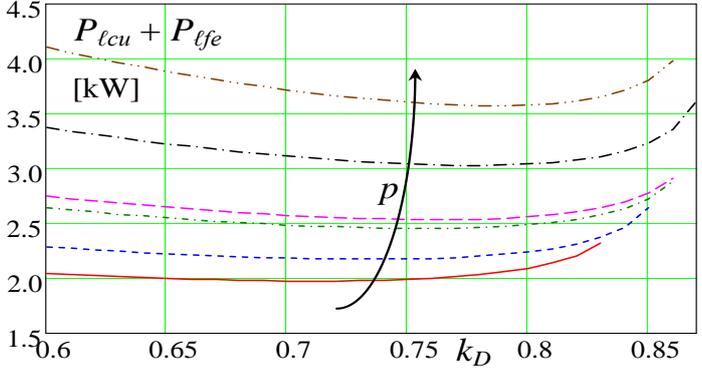


Fig.7 – Somma delle perdite rame $P_{l_{cu}}$ e ferro $P_{l_{fe}}$ di statore, in funzione del rapporto dei diametri $k_D = D_i/D_e$, con parametro il numero di poli p (valori da Tab. I).

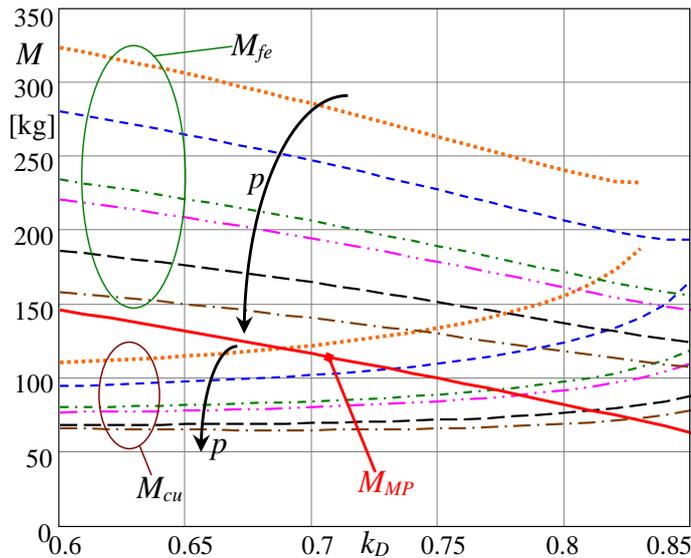


Fig.8 – Massa M_{fe} dei denti e delle bobine M_{cu} di statore, massa dei MP M_{MP} , in funzione del rapporto dei diametri $k_D = D_i/D_e$, con parametro il numero di poli p (valori da Tab. I).

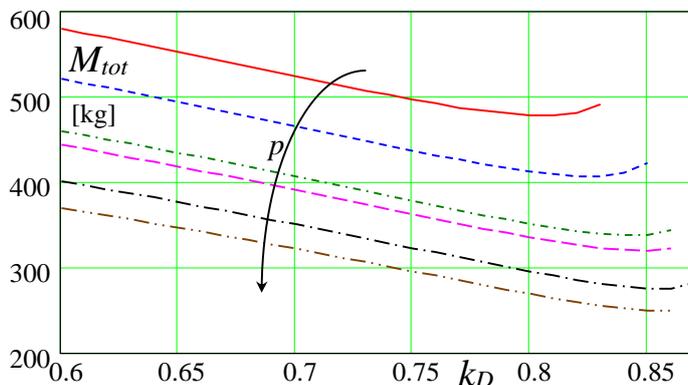


Fig.9 – Massa totale dei materiali attivi ($M_{tot} = M_{fe} + M_{cu} + M_{MP}$), in funzione del rapporto dei diametri $k_D = D_i/D_e$, con parametro il numero di poli p (valori da Tab. I).

Valgono i seguenti commenti:

- la lunghezza assiale cresce all'aumentare del rapporto k_D e desce al crescere del numero di poli p ;
- la somma $P_{l_{cu}} + P_{f_{fe}}$ 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 $k_{D_{tmin}}$ del rapporto k_D che minimizza le perdite, le curve $P_{l_{cu}} + P_{f_{fe}}$ sono abbastanza piatte nell'intorno di $k_{D_{tmin}}$, 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 Tab. II, mostrata in fig. 10 (realizzata da Italtech Wind, Mazzano -BS-).

TAB. II - 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 η [%], reattanza sincrona x [pu]	46.3, 92.6, 0.50
Perdite: Cu P_{tCu} , Fe P_{tFe} , PM P_{tPM} [kW]	2.04, 0.39, 0.51
Diametri: esterno D_e , interno D_i , lunghezza assiale l_{ax} [mm]	1100, 914, 330
N° cicli N_c , N° denti/(ciclo-fase) 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



Fig. 10 – Macchina a flusso assiale dotata di 2 moduli, con i dati di Tab. II.

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

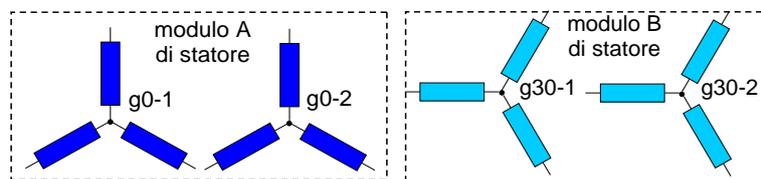


Fig. 11 – Schema degli avvolgimenti della macchina di fig.10: i due moduli presentano due cicli e i relativi avvolgimenti trifase sono tra loro sfasati di 30° elettrici.

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

In fig. 13 sono mostrate le perdite calcolate (curve) e misurate (punti), dove P_{tCu} sono le perdite negli avvolgimenti e P_{t0} le perdite a vuoto; le perdite totali P_{tTot} misurate sono state ottenute per 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.

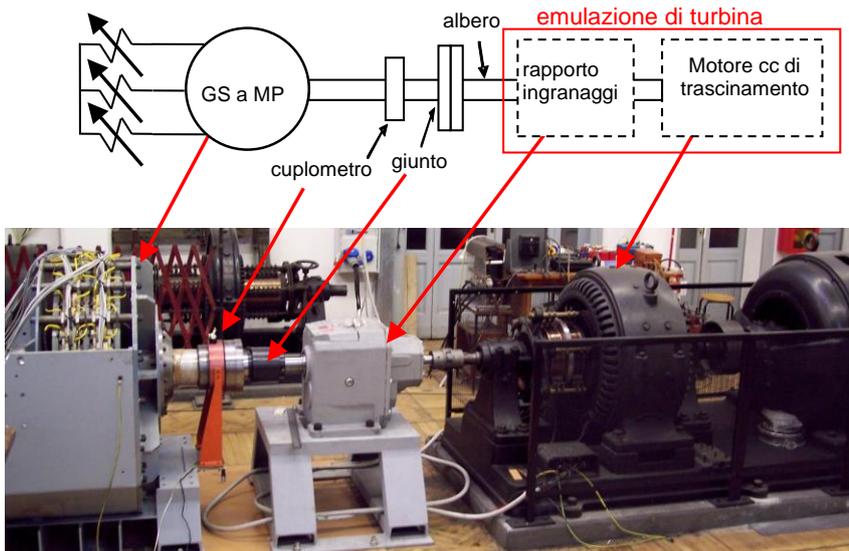


Fig. 12 – Banco prova per la caratterizzazione sperimentale della macchina di fig. 10.

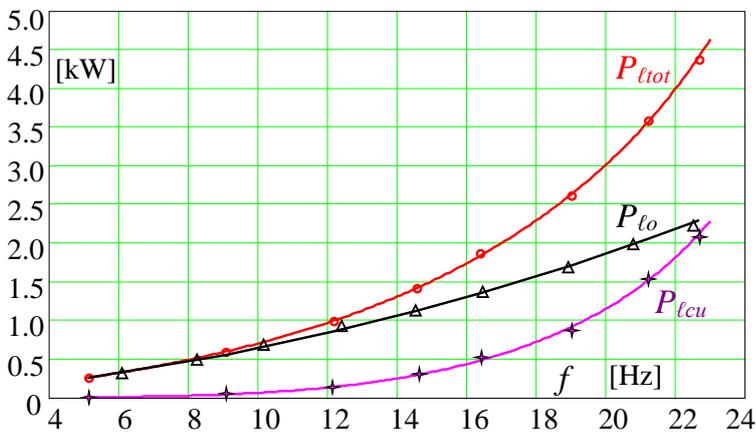


Fig. 13 – Analisi del funzionamento a carico in regime sinusoidale, con $\cos\varphi = 1$, a frequenza variabile; potenza generata con rapporto “tip-speed” ottimo ($P_{carico}(f) = P_n(f/f_n)^3$); curve: valori calcolati; punti: valori misurati; valori nominali $V_n = 625$ V; $I_n = 46.3$ A. P_{lo} = perdite meccaniche e ferro statore (dalla prova a vuoto); P_{lcu} = perdite negli avvolgimenti; P_{tot} = perdite totali.

La fig. 14 mostra la curva di rendimento in funzione della frequenza: i valori misurati corrispondono 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).

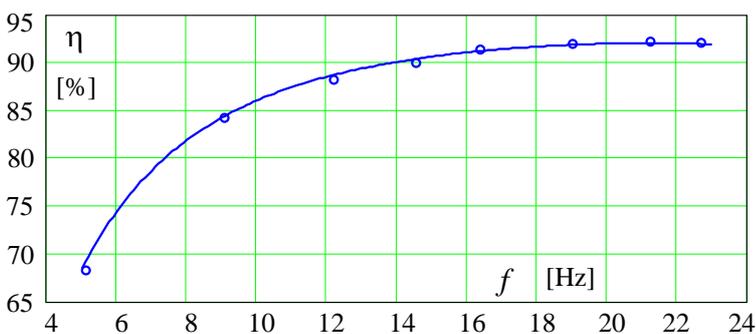


Fig. 14 – Curva di rendimento calcolata e punti di misura, per la macchina di fig. 10: regime sinusoidale a frequenza variabile; rapporto “tip-speed” ottimo ($P_{carico}(f) = P_n(f/f_n)^3$).

FUNZIONAMENTO CON RADDRIZZATORE A DIODI IN USCITA

La macchina di fig. 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 ad un condensatore C_{cc} della linea in cc: nella situazione di impianto reale (fig. 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 c.c., 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 (fig. 15 sotto).

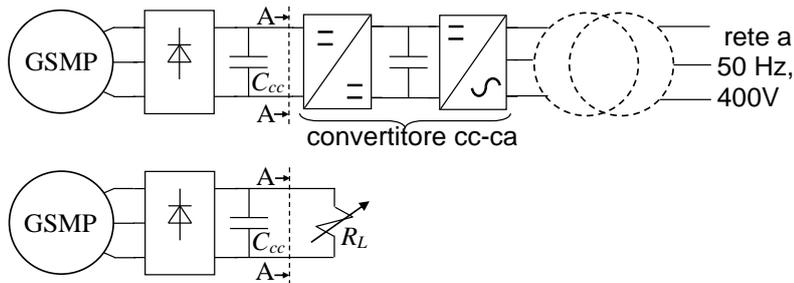


Fig. 15 – Generatore sincrono a MP con raddrizzatore a diodi in uscita: sopra: schema reale, con stadio di conversione cc-ca; sotto: disposizione per le prove in laboratorio, con carico equivalente resistivo.

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 fig.16, prevede il parallelo, lato cc, di due ponti a diodi: con riferimento alla fig. 11, il primo è alimentato dalla serie dei gruppi g_0-1 e g_{30-1} , mentre il secondo ponte è alimentato dalla serie dei gruppi g_0-2 e g_{30-2} .

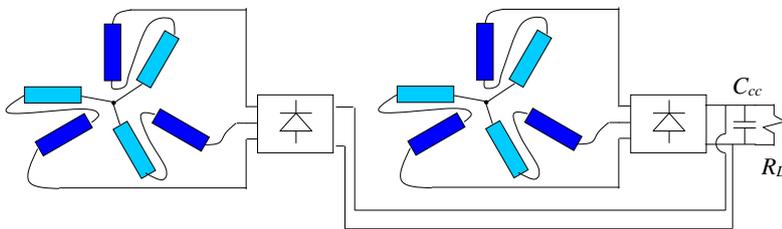
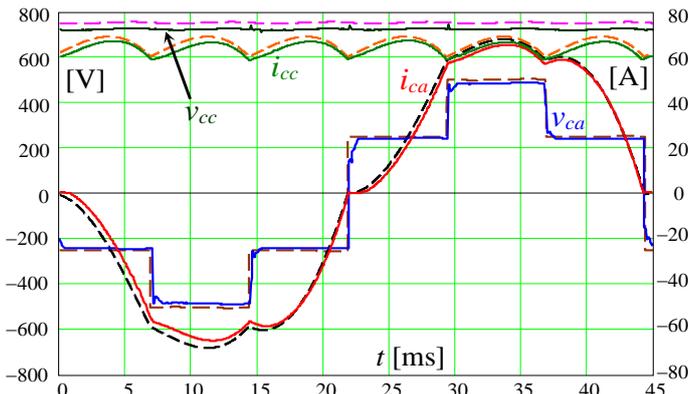


Fig. 16 – Configurazione con raddrizzatore di uscita, con ponti a diodi in parallelo.

Si tratta di un sistema di raddrizzamento con 6 impulsi per periodo, come mostrato nei diagrammi di fig. 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).



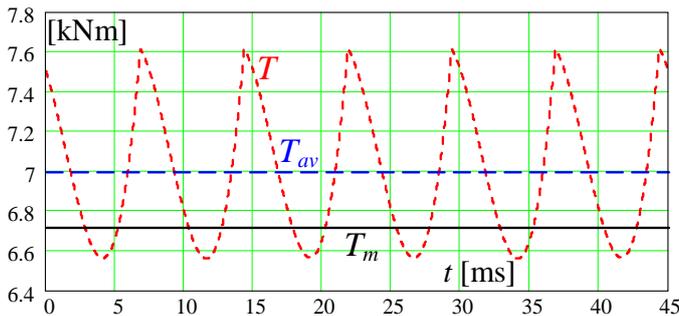


Fig. 17 – Forme d’onda calcolate (---) e misurate (—) per la macchina di fig. 10, con lo schema di raddrizzamento di fig.16; sopra: tensione e corrente di fase in ca, tensione e corrente in cc in ingresso al condensatore C_{cc} ; sotto: coppia istantanea e media calcolate (---); coppia media misurata T_m (—).

La seconda configurazione, mostrata in fig.18, prevede la connessione in serie di due ponti a diodi, uno alimentato dalla terna di avvolgimenti del modulo A di fig. 11, con fase 0° , l’altro dalla terna del modulo B, con fase 30° : 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 fig. 19; condizioni di funzionamento: $f = 22.0$ Hz; $R_L = 11.9 \Omega$ (corrispondente al carico equivalente nominale).

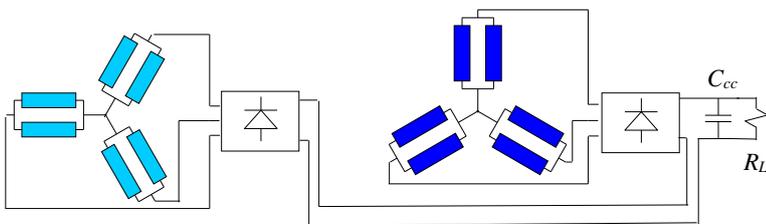


Fig.18 – Sistema di raddrizzamento con ponti a diodi in serie, uno alimentato dagli avvolgimenti del modulo A, l’altro dagli avvolgimenti del modulo B di fig. 11.

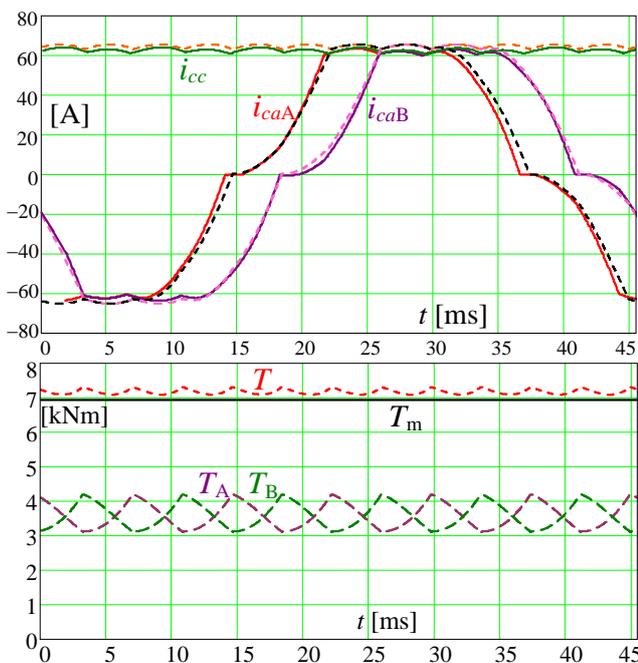


Fig. 19. Forme d’onda simulate (---) e misurate (—) del sistema di raddrizzamento di fig. 18: sopra: correnti ca di fase i_{caA} e i_{caB} dei due moduli di fig. 11 e corrente cc risultante i_{cc} in ingresso al condensatore C_{cc} ; sotto: coppie calcolate T_A e T_B a 6 impulsi dei due moduli A e B e coppia calcolata risultante T all’albero, a 12 impulsi; coppia media T_m misurata.

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 ℓ_{ax} , ma diminuisce il diametro esterno D_e (si veda, ad esempio, la macchina di fig. 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 possono 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.

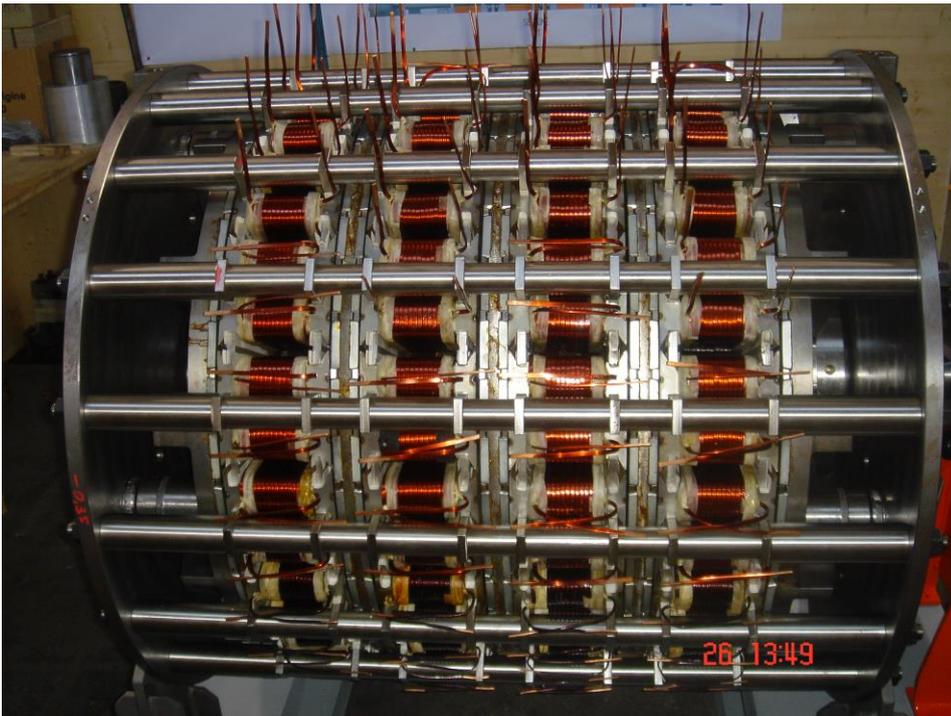


Fig. 20 – Macchina a MP a FA con 4 moduli durante la fase di costruzione (bobine con terminali liberi, prima dei collegamenti di fase): stessi dati nominali della macchina di fig. 10 ($P_n = 50$ kW, $N_n = 70$ giri/min); diametro esterno $D_e = 800$ mm, lunghezza assiale $\ell_{ax} = 660$ mm (costruzione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

In fig. 21 è mostrato lo schema di principio di 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 ad 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 fig. 22 [8].

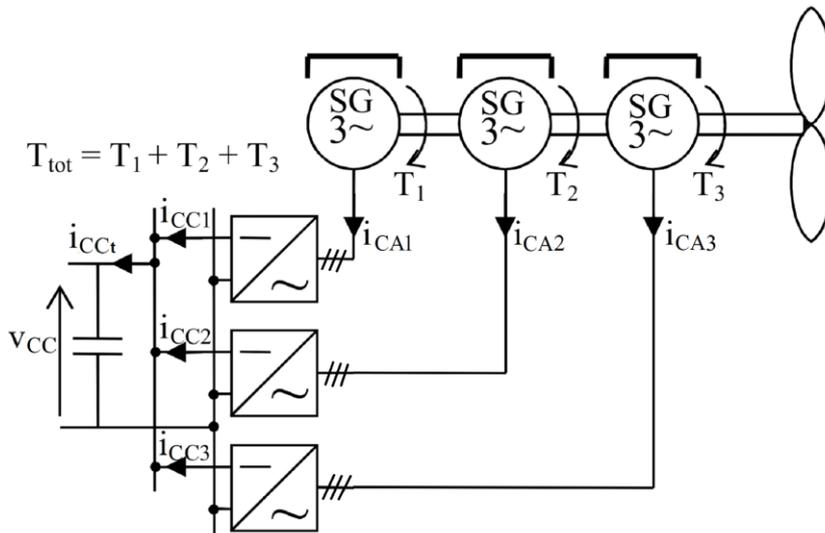


Fig. 21 – Schema di un generatore multi-modulare (con $m = 3$ moduli), e raddrizzatori PWM di modulo connessi in parallelo ad una linea in cc con condensatore in derivazione.

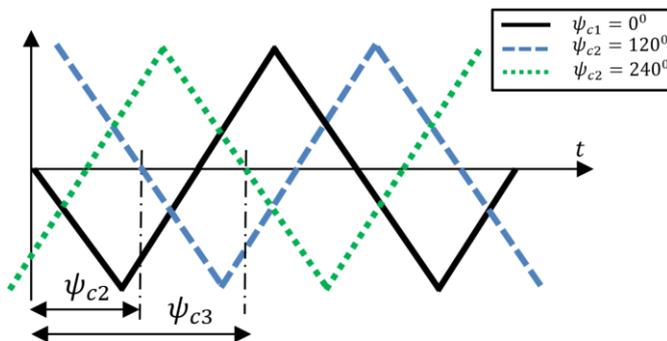


Fig. 22 – Illustrazione di principio del comando sequenziale dei raddrizzatori PWM di modulo: le portanti della prima fase di ciascuno degli m moduli in parallelo lato cc sono sfasate tra loro di un angolo elettrico pari a $360^\circ/m$.

Con riferimento ad 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 del funzionamento in condizioni nominali (con frequenze di invertitore: $f_{modulante}$: 14.73 Hz; $f_{portante} = 15 \cdot f_{modulante}$: 221 Hz). Le Fig. 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 fig. 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 fig. 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 la 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 la ondulazione della tensione V_{cc} ai capi del condensatore sulla linea in cc, come mostrato in fig. 25: questo stabilizza meglio la tensione V_{cc} e riduce le sollecitazioni dielettriche e l'invecchiamento di tale condensatore [9].

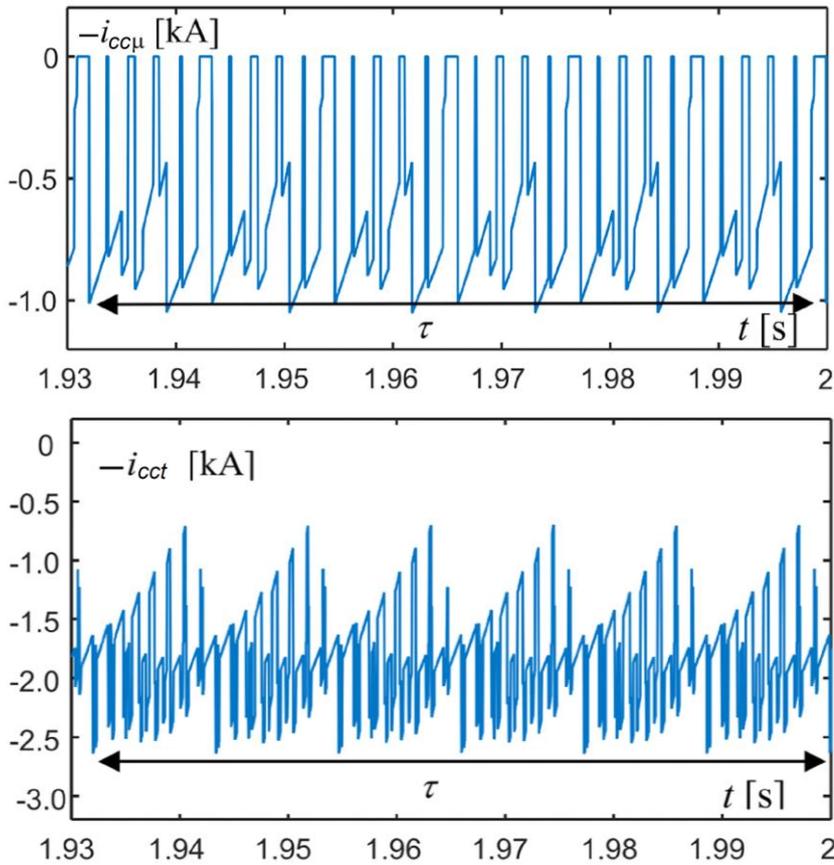


Fig. 23 – Sopra: corrente lato cc di un modulo ($i_{CC\mu}$); sotto: corrente cc risultante (i_{CCt}) per il sistema modulare di fig. 21, con raddrizzatori PWM con comando sequenziale (τ = periodo della modulante).

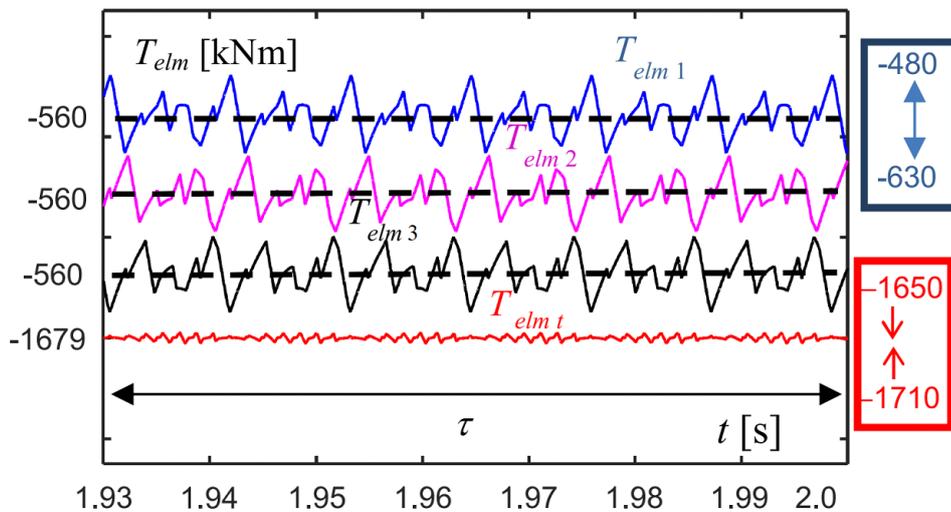


Fig. 24 – Forme d'onda delle coppie elettromagnetiche di modulo ($T_{elm\mu}$, $\mu = 1, 2, 3$) e della coppia elettromagnetica risultante all'albero ($T_{elm t}$), per il sistema di fig. 21, con comando sequenziale dei raddrizzatori PWM.

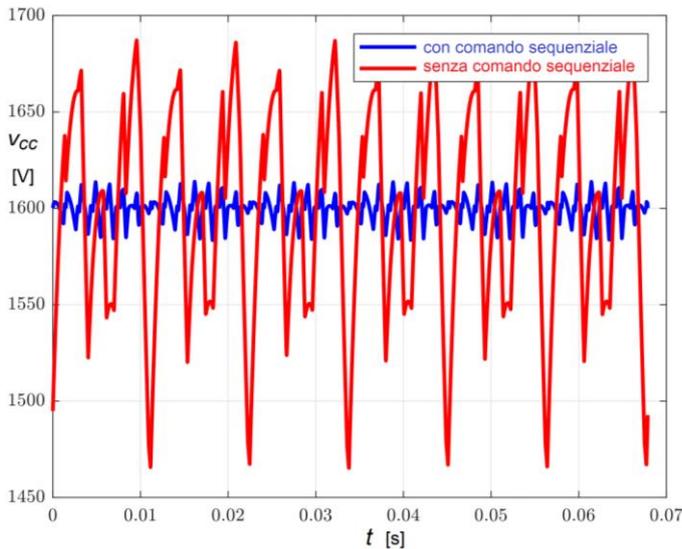


Fig. 25 – Forma d'onda della tensione V_{cc} ai capi del condensatore derivato della linea in cc, con $V_{ccn} = 1600$ V, $C = 10$ mF.

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 fig. 21, sono più adatti a installazioni terrestri (“on-shore”), 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 (“off-shore”), la maggiore lunghezza della linea in cc richiede, per limitare le perdite di trasmissione, la 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 fig. 26 per macchine raffreddate con convezione naturale (come le macchine delle figure 10 e 20).

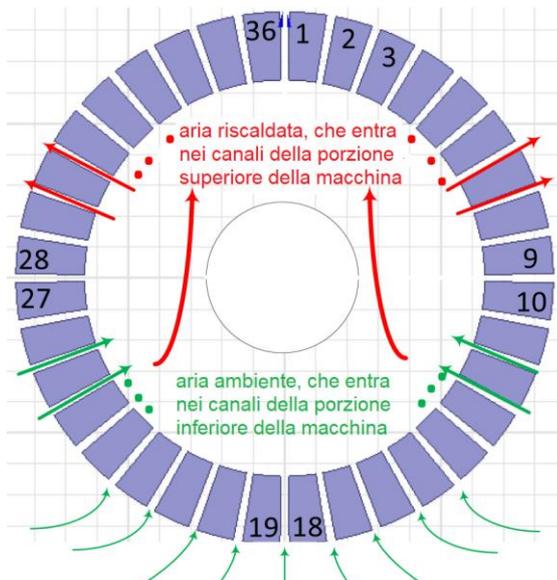


Fig. 26 – Rappresentazione qualitativa dei percorsi di circolazione dell'aria ambiente, per convezione naturale, nei canali interbobina delle macchine di fig. 10 e 20.

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 fig. 27 [11]: il diagramma riporta la distribuzione calcolata e misurata della temperatura delle 36 bobine della macchina di fig. 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 fig. 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 fig. 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.

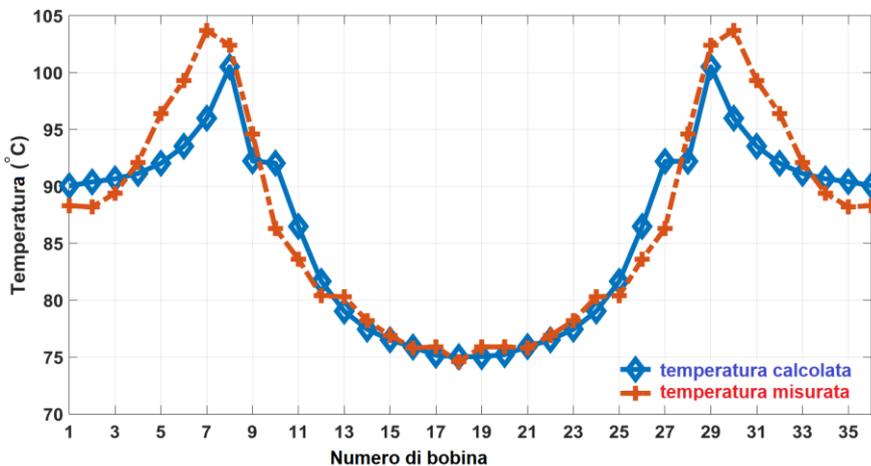


Fig. 27 – Temperature calcolate e misurate delle 36 bobine della macchina di fig. 20, funzionante a carico nominale, con raffreddamento in convezione naturale.

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 fig. 10, sono state condotte attività teorico-sperimentali sulle dissimmetrie costruttive e sul loro effetto in termini di sollecitazioni meccaniche e conseguenti deformazioni [12].

In fig. 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 misurati e le curve di interpolazione dello spessore locale di traferro, nei 4 traferri della macchina a 2 moduli di fig. 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 fig. 29, sono non nulle a causa delle dissimmetrie di fig.28; peraltro, il confronto della ampiezza di tale corrente di circolazione (picco circa 1 A) con la 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 ed accuratezza del modello elettromagnetico adottato.

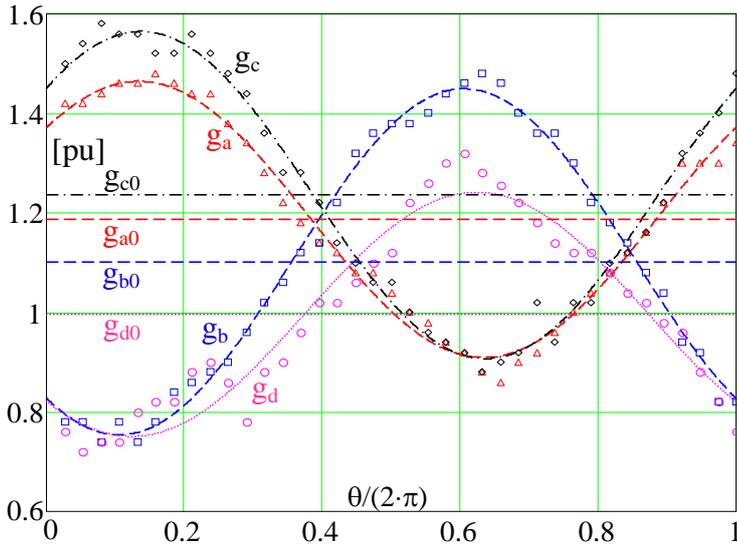
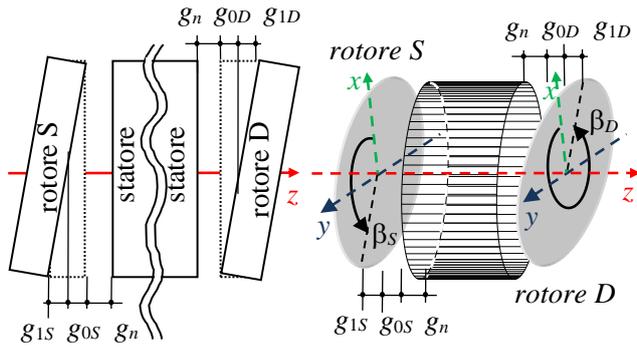


Fig. 28 – Spessore in pu del traferro locale nei 4 traferri (a, b, c, d) lungo la periferia della macchina di fig. 10. Valori misurati: $g_a = \triangle$, $g_b = \square$, $g_c = \diamond$, $g_d = \circ$; curve interpolanti, a tratteggio, basate sui traferri medi assiali (g_{a0} , g_{b0} , g_{c0} , g_{d0}) e su andamenti sinusoidali rispetto al traferro medio (i valori sono espressi in pu, riferiti a: $g_{rif} = g_n = 1.5$ mm).

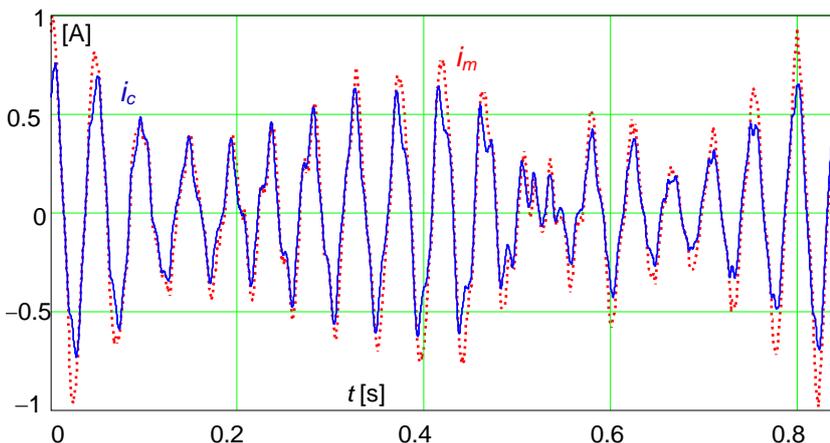


Fig. 29 – Correnti in un circuito costituito da due cicli-fase in parallelo, durante una rotazione completa di rotore a velocità nominale, nel funzionamento a vuoto: corrente misurata (i_m), corrente calcolata (i_c).

Potenzialmente più significative sono le azioni meccaniche, come mostrato negli andamenti istantanei di fig. 30 e nelle distribuzioni di fig. 31.

La fig. 30 mostra l'andamento calcolato analiticamente (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.

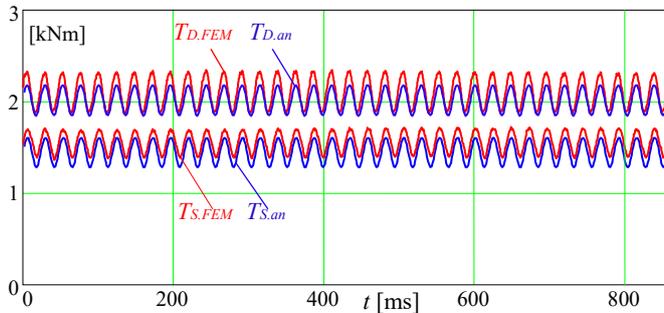


Fig. 30 – Momento flettente istantaneo applicato ai dischi di estremità destro (D) e sinistro (S), valutato analiticamente (T_{an}) e mediante simulazione FEM 3D mozionale (T_{FEM}).

La fig. 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).

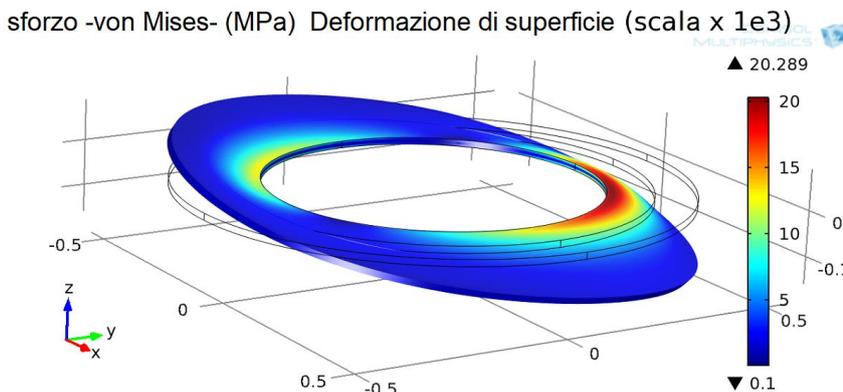


Fig. 31 – Sforzo di Von Mises [MPa] sulla superficie del disco rotorico centrale, e corrispondente deformazione assiale (scala amplificata di 10^3).

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 fig. 32 è mostrato, a titolo di esempio, lo schema di principio di un intero sistema di generazione 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].

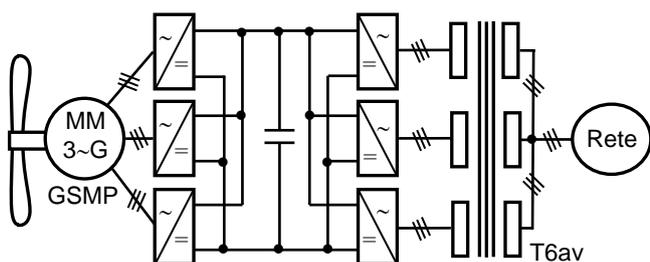


Fig. 32 – Schema di un sistema di conversione da fonte eolica, con 3 moduli: un generatore trifase a tre moduli; un sistema di raddrizzatori PWM, una linea in cc, una terna di invertitori PWM, un trasformatore a 6 avvolgimenti (T6av).

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

- risparmio nel dimensionamento del nucleo magnetico e negli ingombri complessivi rispetto ad 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 f.e.m., 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 fig. 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.

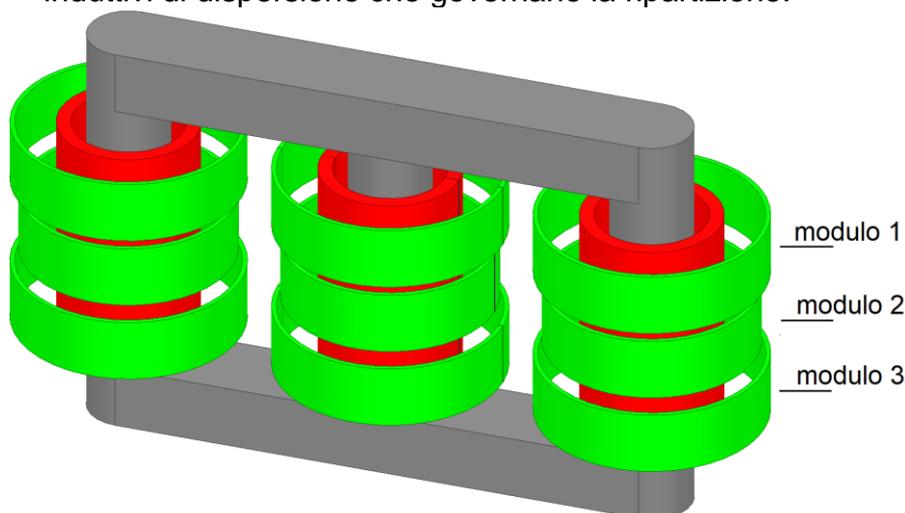


Fig. 33 – Rappresentazione assonometrica di un trasformatore trifase a 6 avvolgimenti, costituito da tre moduli: i moduli, disposti verticalmente fra di loro lungo ogni colonna, sono costituiti da un primario (in verde) e da un secondario (in rosso), tra loro affacciati radialmente. L'intercapedine del modulo centrale ha spessore radiale ridotto, per equilibrare le correnti di modulo.

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

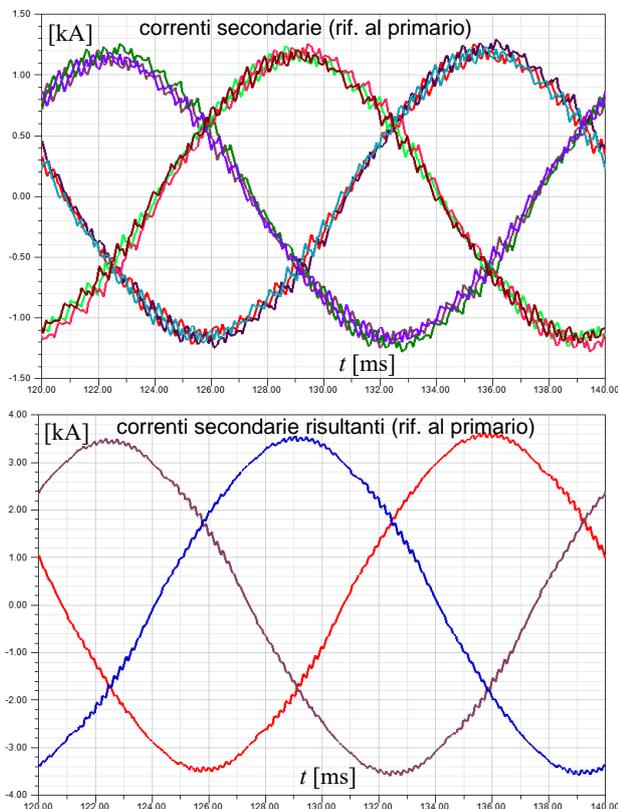


Fig. 34 – Simulazione FEM 3D transitoria del trasformatore a 6 avvolgimenti alimentato da 3 invertitori con comando sequenziale (tre portanti di modulo sfasate tra loro di 120° sul periodo della portante): correnti secondarie di modulo e correnti risultanti iniettate in rete.

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.

E' 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", *Rivista 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", *Rivista IEEE Trans. on Industry Appl.*, V.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 Sept. 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", *Rivista 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," *Rivista IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol.59, no.5, pp.2135-2146, Maggio 2012, pp. 2135-2146.
- [8] A. Di Gerlando, K. ElShawarby, 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. Elshawarby, A. Di Gerlando, G. M. Foglia, R. Perini, E. Ragaini, "Electric Stress in Power Electronics Applications" in *Atti di XIII IEEE PES anchor Conf. in Europe (PowerTech)*, Milano, Italia, 23-27 Giugno 2019.
- [10] K. Elshawarby, 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," in *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. C. Di Gerlando, G. M. Foglia, M. Moallem and R. Perini, "Analytical Thermal Model of Natural-Convection Cooling in Axial Flux Machines," *Rivista IEEE Trans. on Industrial Electronics*, Vol. 67, No 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, No 9, Settembre 2014, pp. 5012-5024.
- [13] A. Di Gerlando, K. ElShawarby, G. M. Foglia, R. Perini "Analysis of Modular Inverter-fed Six-Winding Transformers for the WECS-Mains Interface" in *Atti di ICEM 2020, Intern. Conf. on Electrical Machines*, Gothemburg, 2020, Proc. on-line, pp. 1848-1854.