
Indice

1	Obiettivi	4
2	I motori da trazione	5
2.1	Caratteristica di trazione e le specifiche di un motore da trazione	5
2.2	Il controllo dei motori a magneti permanenti.....	8
2.3	Il prototipo Alpha 1.....	11
3	Caratterizzazione e modello termico	15
3.1	Le Prove da generatore.....	15
3.1.1	Prova a Vuoto	16
3.1.2	Prova a Carico.....	18
3.2	Funzionamento in deflussaggio	22
3.3	Il modello di rendimento e l'andamento atteso delle temperature.....	25
3.4	Limiti del modello.....	29
4	L'inverter:	31
4.1	Specifiche:	31
4.2	L'interfaccia:	32
4.3	Il trasduttore di posizione:.....	34
4.4	Il controllo:	36
4.4.1	Il controllo in coppia:.....	36
4.4.2	Il controllo in velocità:.....	37
5	Setup	38
6	Le prove da motore	41
6.1	Prova a vuoto	41
6.2	Prove a carico	43
6.3	Prove in sovraccarico.....	47
7	Considerazioni finali	50
8	Bibliografia.....	54
Appendice I.	Il motore Alpha.....	55
Appendice II.	Encoder	60
Appendice III.	Inverter.....	64
Appendice IV.	Quadro e motore asincrono.....	67

Figura 2.1 Caratteristica $T - \omega$ di un motore elettrico	6
Figura 2.2 Ripartizione delle forze su piano inclinato.....	7
Figura 2.3 Il motore Alpha montato sull'assale posteriore di un veicolo	12
Figura 2.4 a) Rappresentazione 3D del motore b) Posizionamento delle bobine	13
Figura 3.1 Posizionamento delle termocoppie nello statore	15
Figura 3.2 Andamento FEM concatenata a vuoto	16
Figura 3.3 Prove a vuoto	18
Figura 3.4 Diagramma vettoriale a carico capacitivo	19
Figura 3.5 Prove a carico, test A e B	20
Figura 3.6 Prove a carico, test C e D	21
Figura 3.7 Prove a carico a perdite variabili	22
Figura 3.8 Andamento delle correnti in deflussaggio senza limitazione del modulo	23
Figura 3.9 Andamento delle correnti in deflussaggio con limitazione del modulo	24
Figura 3.10 Andamento del rendimento stimato dal modello senza deflussaggio.....	26
Figura 3.11 Andamento della temperatura stimato dal modello senza deflussaggio.....	27
Figura 3.12 Andamento del rendimento stimato dal modello con deflussaggio.....	28
Figura 3.13 Andamento della temperatura stimato dal modello con deflussaggio.....	29
Figura 4.1 Schema a blocchi dell'azionamento	31
Figura 4.2 Esempio configurazione hardware	33
Figura 4.3 Schema di principio di un resolver	34
Figura 4.4 Schema di principio di un encoder	34
Figura 4.5 Pinout del connettore D-sub del feedback	35
Figura 4.6 Schema a blocchi del loop di coppia.....	36
Figura 4.7 Schema a blocchi del loop di velocità.....	37
Figura 5.1 Schema unifilare del quadro di alimentazione	38
Figura 5.2 Dettaglio riferimento di allineamento sull'albero	40
Figura 5.3 Setup	40
Figura 6.1 FEM indotta nella prova a vuoto.....	41
Figura 6.2 Andamento della coppia a vuoto.....	42
Figura 6.3 Andamento della potenza a vuoto.....	43
Figura 6.4 Confronto rendimento atteso vs misurato	44
Figura 6.5 Confronto temperature attesa vs misurata.....	44
Figura 6.6 Andamento e composizione delle perdite.....	45

Figura 6.7 Andamento non lineare della corrente.....	46
Figura 6.8 Sovraccarico da macchina calda	47
Figura 6.9 Sovraccarico da macchina fredda	48
Figura 7.1 Diagrammi fasoriali a carico.....	51

1 Obiettivi

Lo scopo di questa tesi è condurre l'analisi di un motore a flusso assiale a magneti permanenti dal punto di vista del rendimento e delle potenzialità di sovraccarico. L'analisi è stata condotta a partire da una modellizzazione del motore dal punto di vista dei rendimenti e delle temperature, facendo anche considerazioni sul tipo di controllo usato, basata su delle prove nel funzionamento da generatore. Il modello creato è stato usato anche per poter scegliere la migliore strategia per eseguire le prove. Si è quindi effettuata una caratterizzazione attraverso prove sperimentali del motore in regime permanente individuando dunque una caratteristica limite di regime permanente. Successivamente si è testato il motore nel funzionamento in sovraccarico transitorio sottoponendolo a coppie fino al 400% maggiori della coppia nominale, monitorando l'andamento delle temperature nei punti critici e arrivando alla definizione di dei cicli sostenibili in modo ripetitivo.

Infine si riportano considerazioni sui risultati ottenuti e sul “costo” da pagare per avere certe prestazioni.

2 I motori da trazione

2.1 Caratteristica di trazione e le specifiche di un motore da trazione

Le specifiche tecniche (meccaniche) di un motore da trazione sono:

- potenza nominale
- coppia nominale
- velocità di funzionamento

Si noti come l'ultimo punto, a differenza dei primi due, sia un campo di valori ammissibili ed in generale non è detto che parta da zero. I motori a combustione interna infatti una volta avviati possono funzionare esclusivamente al di sopra di una velocità minima, e questa è una delle ragioni per cui è necessario il cambio nei veicoli tradizionali. Dai primi due punti appare invece evidente come la scelta del motore dipenderà della destinazione d'uso del veicolo.

È dunque necessario definire anche per questo delle specifiche riguardanti la parte propulsiva:

- velocità massima in percorso piano
- massima pendenza superabile
- tempo di accelerazione

La velocità massima a cui può arrivare un veicolo dipende dalla sua capacità di accelerare fino a tale velocità. Si deve pertanto ricavare la forza propulsiva necessaria per vincere tutte le resistenze al moto e mantenere la velocità massima.

$$F_p - \sum F_r = \delta Ma = 0$$

$$F_p = Mg(f + i) + \frac{1}{2} \rho CA(v - v_{wind})^2$$

$$P_p = F_p v$$

Dove si riconoscono le resistenze dovute al rotolamento dei pneumatici, proporzionali al peso del veicolo attraverso il coefficiente di rotolamento

f , quelle dovute alla pendenza (trascurate in questo caso per le ipotesi di partenza) proporzionali al peso attraverso il parametro

$i = tg(\alpha)$, e quelle aereodinamiche dipendenti dalla densità dell'aria ρ dal coefficiente di forma C per la data carrozzeria, dalla sezione frontale A e dalla velocità relativa veicolo-vento al quadrato $(v - v_{wind})^2$ (nel caso in esame si considera nulla la velocità del vento).

Da questa equazione si ottiene facilmente la potenza propulsiva moltiplicando per la velocità. Così facendo è possibile ottenere un valore di potenza propulsiva capace di far mantenere al veicolo la velocità massima desiderata.

Nel piano $T - \omega$ una caratteristica a potenza costante è rappresentata da un ramo di iperbole; ciò significa che a parità di potenza idealmente potremmo avere una forza propulsiva molto alta, al limite infinita, se iniziassimo ad usare la potenza piena a velocità nulla. Dalla teoria è tuttavia noto che vi è un limite alla forza propulsiva scambiabile tra suolo e pneumatico, determinato dal limite di aderenza. In questo modo si vede che fino al raggiungimento di una certa velocità, chiamata *velocità base* il veicolo non impiega la piena potenza nominale, bensì la aumenta linearmente (zona a *coppia costante*). Raggiunta la velocità base il veicolo avrà anche raggiunto la potenza nominale, pertanto la forza propulsiva (o la coppia), diminuiranno in modo inversamente proporzionale ad essa (zona a *potenza costante*). Dovendo scegliere il valore massimo della forza propulsiva, entrano in gioco le altre due specifiche del veicolo; il suo valore infatti determina prestazioni come la massima pendenza superabile e il tempo di accelerazione. Per quanto riguarda la massima pendenza superabile essa dipenderà naturalmente dall'aderenza, che a sua volta dipende oltre che dal coefficiente di attrito radente μ anche dal carico normale al piano del moto. Il limite di aderenza cambia quindi con la pendenza che si considera, ed in particolare diminuisce all'aumentare della pendenza; la forza propulsiva necessaria per far avanzare il veicolo (o tenerlo fermo al limite) per contro, aumenta all'aumentare della pendenza.

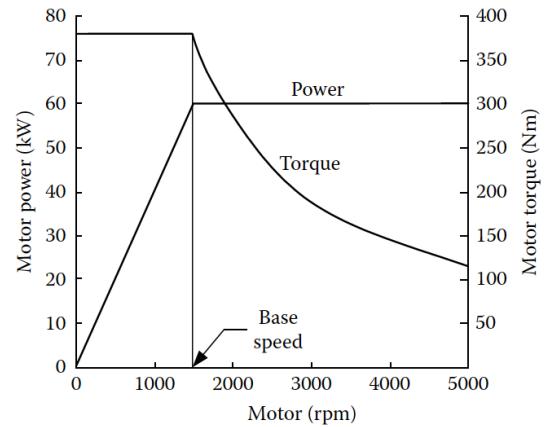


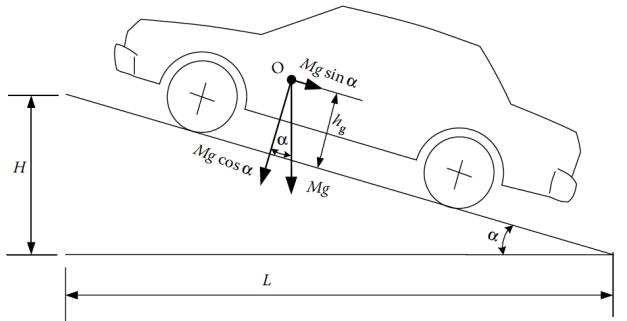
Figura 2.1 Caratteristica $T - \omega$ di un motore elettrico

Il limite di aderenza si avrà pertanto quando:

$$Mg \sin\alpha = \mu Mg \cos\alpha$$

e dunque

$$i = \mu$$



Queste equazioni ci dicono che la massima pendenza superabile è proprio pari al coefficiente di attrito tra pneumatico e suolo. Individuata tale pendenza sulla base di valori pessimistici del coefficiente μ attesi per la data destinazione d'uso del veicolo, risulta:

$$F_{p\max i} = Mg \sin\alpha$$

La specifica sul tempo di accelerazione fa riferimento al tempo necessario al veicolo per accelerare tra due velocità di riferimento (solitamente da 0 a 100 km/h). Sviluppando i calcoli per la condizione in un cui l'unica forza propulsiva sia la caratteristica ideale di trazione e non ci siano forze resistenti, si ottiene un'espressione del tipo:

$$t_a = \frac{M \delta v_b}{F_{p\max}} + \frac{M \delta}{2 P_p} [v_f^2 - v_b^2]$$

Il primo addendo decresce riducendo la velocità base e dunque aumentando la forza propulsiva massima, è infatti il tempo di accelerazione nel tratto a coppia costante; il secondo invece rappresenta il tempo di accelerazione nel tratto a potenza costante ed infatti decresce al crescere della potenza.

Da queste considerazioni emerge come la specifica nella forza propulsiva dipenda dalla destinazione d'uso del veicolo. In generale per veicoli urbani la prestazione in accelerazione ottenuta dimensionando il motore per la massima pendenza è soddisfacente; per veicoli più sportivi invece con velocità massima maggiore, la potenza necessaria per sostenere tali velocità garantisce anche piccoli tempi di accelerazione.

Si può concludere questa parte dicendo che a differenza dei motori a combustione interna i quali hanno una caratteristica di trazione molto diversa da quella idealmente richiesta da un veicolo e necessitano della presenza di un cambio, i motori elettrici, opportunamente controllati,

Figura 2.2 Ripartizione delle forze su piano inclinato

hanno una caratteristica del tutto uguale a quella ideale. Il cambio tuttavia potrebbe comunque essere presente; definendo infatti il parametro

$$x = \frac{\omega_{max}}{\omega_b}$$

sia per la caratteristica ideale del veicolo sia per quella del motore (in questo caso prende il nome di *rapporto di deflussaggio*), non è detto che i due siano uguali. In generale a patto che la potenza del motore sia almeno uguale alla massima potenza richiesta dal veicolo, il cambio è necessario se risulta:

$$x_d < x_v$$

La deflussabilità di un motore elettrico è una caratteristica che dipende da parametri elettrici di progetto, in particolar modo dall'induttanza sull'asse diretto e dal flusso da abbattere. Si possono classificare le tipologie di motori elettrici che per funzionamento e costruzione, sono maggiormente deflussabili:

- motori con avvolgimenti di eccitazione separati
- motori asincroni, dc con eccitazione serie
- motori a magneti permanenti

La capacità di deflussaggio è maggiore quindi nelle macchine in cui il flusso viene comandato separatamente o attraverso l'avvolgimento di statore. Nelle macchine a magneti permanenti invece il flusso è imposto e se non si vuole sovraccaricare il motore, potrebbe essere necessario ridurre la potenza meccanica.

Il motore Alpha 1 in esame ha le seguenti caratteristiche:

$$\omega_b = 750 \text{ rpm}$$

$$\omega_{max} = 1200 \text{ rpm}$$

$$x_d = 1.6$$

2.2 Il controllo dei motori a magneti permanenti

Il controllo dei motori elettrici avviene attraverso una tecnica chiamata *field oriented control (FOC)*. Questo controllo consiste nell'orientamento del campo magnetico di statore in modo da renderlo ortogonale a quello

di rotore; in questo modo viene massimizzata la coppia. Per poter comprendere quanto accade bisogna ricorrere alle equazioni della macchina.

$$\begin{aligned}\bar{v}_{qd0} &= \bar{R} \bar{\tau}_{qd0} + \frac{d\bar{\lambda}_{qd0}}{dt} + \omega_e \bar{\lambda}_{dq} \\ \left\{ \begin{array}{l} v_q = R i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega_e (\lambda_{PM} + L_d i_d) \\ v_d = R i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - \omega_e L_q i_q \end{array} \right. \\ T &= \frac{3}{2} p \lambda_{PM} i_q\end{aligned}$$

$$|i| = \sqrt{i_q^2 + i_d^2}$$

Le equazioni vengono scritte in un sistema di riferimento sincrono $d, q, 0$, solidale con il rotore, per una macchina isotropa. Per potere ricavare queste equazioni si fa ricorso alla *trasformata di Park* applicata alle equazioni della macchina scritte nel dominio delle fasi. Tale sistema è particolarmente utile nello studio delle macchine elettriche perché consente di disaccoppiare le equazioni delle singole fasi ottenendo tre circuiti equivalenti, inoltre essendo un sistema di riferimento sincrono, le grandezze ottenute sono continue. Questo semplifica le cose anche dal punto di vista del controllo, rendendo le macchine AC del tutto simili a quelle DC.

Operativamente quindi si adotta un sistema di riferimento a tre assi ortogonali, questo è solidale con il rotore nel senso che viene fatto coincidere l'asse d con l'asse del flusso magnetico di rotore. Affinchè questo sia possibile bisogna conoscere in ogni istante la posizione angolare del rotore, per questa ragione è fondamentale l'uso di encoder o resolver.

Si possono quindi esaminare le equazioni facendo riferimento alla caratteristica di trazione ideale vista.

Nel funzionamento a coppia costante e potenza crescente per definizione non si è ancora impegnata la potenza nominale del motore, perciò possiamo comandare la coppia nominale della macchina. Dalle equazioni risulta che la coppia dipende unicamente dalla corrente i_q .

La corrente i_d non partecipa in alcun modo all'erogazione della coppia, ragion per cui può essere mantenuta nulla; non avrebbe senso infatti comandare una corrente diretta perché ciò significherebbe pagare le perdite per effetto Joule associate al maggior modulo della corrente totale. In

questa modalità di funzionamento quindi ci si limita a comandare coppia e al crescere della velocità cresce il modulo della tensione essendo crescente il termine $\omega_e \lambda_{PM}$. Il termine $L_d i_d$ è nullo, essendo nulla la componente di corrente, ed il termine $\omega_e L_q i_q$ rappresenta la caduta di tensione induttiva, anch'essa crescente con la velocità.

Arrivati alla velocità base il motore eroga la potenza nominale, di conseguenza viene alimentato a tensione e corrente nominali (la corrente sarà tutta sull'asse q). A questo punto se si volesse aumentare ulteriormente la velocità di rotazione mantenendo lo stesso tipo di controllo significherebbe aumentare la potenza meccanica erogata e cioè sovraccaricare il motore; dunque bisogna cambiare tipo di controllo.

Inizia dunque il controllo a potenza costante, la coppia erogata viene ridotta in modo inversamente proporzionale alla velocità secondo la relazione:

$$T' = T \frac{\omega_b}{\omega}$$

da cui si ricava facilmente l'andamento della i_q :

$$i_q' = i_q \frac{\omega_b}{\omega}$$

Tuttavia anche con questa modifica non è sufficiente. Guardando le equazioni di macchina infatti si nota come il termine $\omega_e \lambda_{PM}$, ovvero la forza elettromotrice a vuoto, continui a crescere con la velocità. Questo ha due ripercussioni sul funzionamento del motore: in primo luogo le perdite nel ferro di statore continuano a crescere oltre il valore nominale di progetto; inoltre questo comporta il sovraccarico dell'inverter, il quale dovrebbe erogare una tensione maggiore di quella nominale e questo potrebbe essere un problema in funzione del dimensionamento dello stesso. Si nota però che a questo punto si può sfruttare la corrente diretta i_d per mantenere costante la somma $\omega_e (\lambda_{PM} + L_d i_d)$. In particolar modo si comanda la i_d in modo che:

$$\omega_e (\lambda_{PM} + L_d i_d) = \omega_b \lambda_{PM}$$

e dunque

$$i_d = \frac{(\omega_b - \omega_e) \lambda_{PM}}{\omega_e} \frac{L_d}{L_d}$$

Abbiamo così ottenuto l'espressione della corrente diretta in funzione della velocità di rotazione. L'effetto di questa corrente (negativa) è quello di produrre un flusso con la stessa direzione di quello dei magneti permanenti ma verso opposto. La somma dei due flussi è minore del flusso dei soli magneti e pertanto la macchina è *deflussata*.

Dalle equazioni viste emerge pertanto che l'andamento delle due correnti è del tutto indipendente (almeno per macchine isotrope, dove $L_d = L_q$). La i_q infatti controlla la coppia e dipende dall'andamento di questa, la i_d invece controlla il flusso e dipende oltre che dalla velocità, dal flusso da abbattere λ_{PM} e dall'induttanza sull'asse diretto L_d .

Inizia adesso ad essere chiaro perché il funzionamento in deflussaggio può essere problematico per alcune macchine; dovendo comandare infatti una corrente diretta che non contribuisce alla coppia e ha come unico obiettivo l'abbattimento del flusso di macchina e che ha andamento indipendente dalla i_q ma che dipende dal valore del flusso da abbattere e dell'induttanza diretta, può succedere si raggiunga il limite di corrente prima di aver raggiunto la velocità massima. La corrente erogata al motore è infatti la composizione vettoriale della i_d e della i_q e nel caso in cui questa raggiunga il valore nominale e non si voglia sovraccaricare la macchina, bisogna ridurre la coppia al fine di mantenere costante la corrente. In tale situazione la macchina lavora potenza meccanica decrescente e potenza apparente costante.

2.3 Il prototipo Alpha 1

Il motore da trazione Alpha1 è una macchina sincrona a magneti permanenti della potenza nominale di $P_n = 15.7 \text{ kW}$. È una macchina in-wheel, ovvero un motore montato internamente al cerchione della ruota di un veicolo, commissionata da General Motors facente parte del progetto AUTOonomy. Il progetto consisteva nella realizzazione di uno skate ibrido sul quale potessero essere applicati diversi allestimenti. La motorizzazione era ibrida in un primo momento con un tradizionale motore a combustione sull'assale anteriore e due motori della serie Alpha sull'assale posteriore. Il progetto prevedeva di passare ad una motorizzazione full-electric con quattro motori e convertitori identici della serie Alpha alimentati da celle a combustibile. La prima versione di questa serie, Alpha 0 era nata esclusivamente al fine di ricerca, con l'obiettivo di capire se fosse possibile ottenere le specifiche richieste dal veicolo, da una macchina avente dei vincoli sulle dimensioni e sul peso. L'Alpha 0 pertanto era stato realizzato per il montaggio esclusivamente su banco di prova. Gli ottimi risultati

ottenuti in termini di performance, addirittura esuberanti rispetto le specifiche, hanno portato allo sviluppo della nuova versione Alpha 1 con la quale si sono ridotte leggermente le performance a beneficio del peso e della linearità.

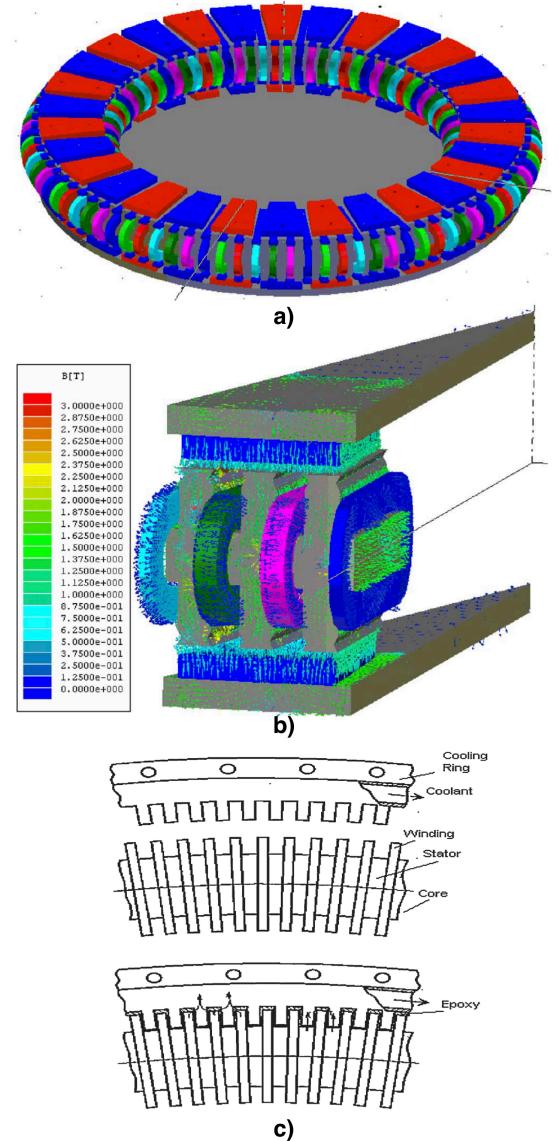


Figura 2.3 Il motore Alpha montato sull'assale posteriore di un veicolo

La nuova versione inoltre è stata realizzata di modo da poter essere montata sull'assale posteriore dello skate di prova, con la predisposizione per il montaggio del disco del freno. Sono stati realizzati una decina di esemplari.

Successivamente è stata realizzata una nuova versione: Alpha 2, magneticamente identica alla Alpha 1, con la differenza di avere una carcassa che rendesse possibile il montaggio di una sospensione a quadrilatero trasversale e un braccetto per il tirante dello sterzo, cosicché potesse essere adatto anche al montaggio su assale anteriore.

La macchina è del tipo a flusso assiale. Questa tipologia di macchine elettriche è caratterizzata dall'avere elevata densità di coppia e contenere gli ingombri assiali a svantaggio di quelli radiali. In altre parole in questo tipo di macchine al crescere della coppia, cresce la dimensione radiale ma non quella assiale. Ulteriore peculiarità di questa macchina è quella di avere magneti con polarità opposte affacciati, ciò ha ripercussioni circa la direzione del flusso e quindi anche sull'orientamento delle bobine le quali avranno un'asse ortogonale all'asse della macchina. I prototipi della serie Alpha sono anche stati oggetto di ricerca per quanto riguarda l'inserimento di biette magnetiche a chiusura delle cave. Chiudendo le cave con delle biette magnetiche sinterizzate è possibile ottenere dei vantaggi circa la riduzione delle perdite di potenza per magnetizzazione alternativa e correnti parassite nei denti di cava (caratterizzati da elevati valori di induzione magnetica nelle macchine senza biette, e dunque maggiori perdite); inoltre ulteriore vantaggio è quello di aumentare l'induttanza di macchina, migliorandone pertanto la deflussabilità. Il posizionamento descritto degli avvolgimenti è stato sfruttato a favore per due diversi aspetti: in primo luogo la necessità di vincolare lo statore alla carcassa del motore e quindi alla cassa del veicolo su cui sarebbe stato montato; internamente infatti era previsto il passaggio dell'albero motore



a) Rappresentazione 3D del motore

b) Posizionamento delle bobine

c) Dettaglio del sistema di raffreddamento

e dunque l'ancoraggio doveva necessariamente avvenire sulla cintura esterna dello statore. Il secondo aspetto consiste nella soluzione al problema del raffreddamento: il canale del fluido refrigerante è posizionato infatti sulla periferia interna della carcassa (dunque periferia esterna di statore) ed al fine di garantire la migliore efficienza era indispensabile far si che fosse in contatto (mediato da un materiale isolante) sia con i conduttori in rame, sia con lo statore stesso. I due problemi sono stati risolti sfruttando il profilo delle testate di matassa sul lato esterno che, grazie proprio al posizionamento non convenzionale delle bobine, assume la forma di un profilo dentato maschio; realizzando il canale di raffreddamento in modo che assumesse un profilo dentato femmina e mediando il collegamento tra i due con una resina epossidica dalle buone proprietà termiche e meccaniche si sono riusciti a risolvere entrambi i problemi. Tale soluzione è stata anche oggetto di brevetti.

Le caratteristiche principali del prototipo sono riportate nella tabella seguente:

Potenza nominale	15.7 kW
Velocità base	750 rpm
Velocità massima	1200 rpm
Coppia nominale	200 Nm
Numero di poli	30

Tabella 2.1 Specifiche nominali del motore Alpha

Si allegano nell'appendice Alpha 1 le caratteristiche tecniche complete.

3 Caratterizzazione e modello termico

Dalle prove da generatore effettuate si vuole costruire un modello del rendimento del motore. Le equazioni che descrivono l'efficienza di funzionamento sono:

$$P_m = T \omega$$

$$P_{loss} = P_{iron} + P_b + P_{Cu} = \frac{0.0912 \omega^2 + 27.567 \omega}{P_{iron} + P_b} + \frac{3 I^2 R}{P_{Cu}}$$
$$\eta = \frac{P_m}{P_m + P_{loss}}$$

In queste espressioni si dovrà tenere conto del tipo di controllo effettuato. Dove P_m è la potenza meccanica, P_{loss} le perdite totali, P_b le perdite meccaniche, P_{iron} le perdite nel ferro e P_{Cu} quelle nel rame.

3.1 Le Prove da generatore

Al fine della costruzione del modello è stato necessario sottoporre il motore a delle prove preliminari che ne evidenziassero i parametri principali. Tali prove sono state svolte nel funzionamento da generatore.

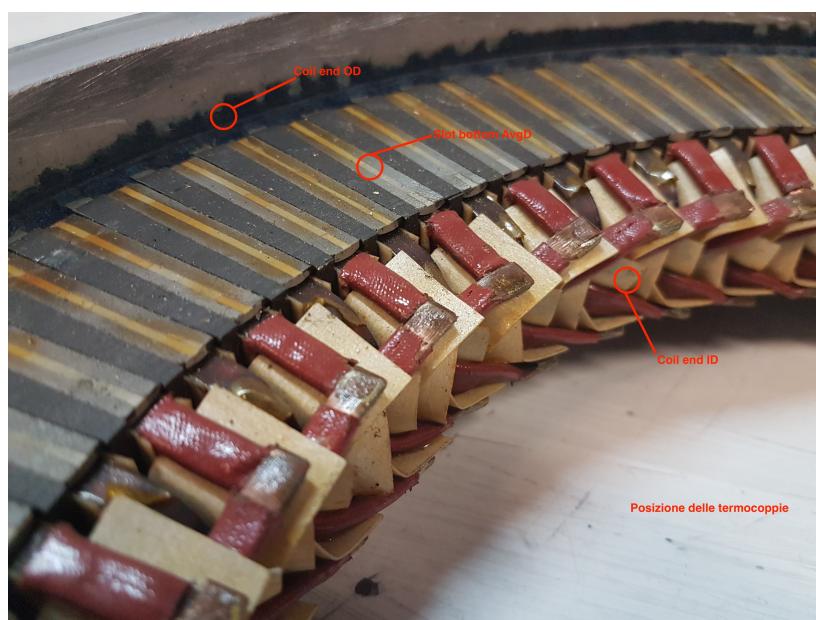


Figura 3.1 Posizionamento delle termocoppie nello statore

Gli avvolgimenti di statore sono stati collegati su un carico resistivo trifase, lasciati aperti o eventualmente in corto circuito; l'albero del motore invece era in collegamento con un motore primo ed accoppiato a sua volta ad un misuratore di coppia. Durante tutte le prove, la temperatura della macchina era monitorata attraverso diverse termocoppie installate nella macchina, ed il sistema di raffreddamento funzionante con acqua a portata costante di circa 2.6 l/min , alla temperatura di 13°C . Sebbene le specifiche richiedessero un raffreddamento a 65°C , da queste prove è stato possibile valutare l'andamento della sovratemperatura che si otteneva in funzione della potenza persa nel motore. Le prove che di cui si parlerà di seguito fanno riferimento al motore Alpha 1.

3.1.1 Prova a Vuoto

Tale prova ha l'obiettivo di verificare il valore di forza elettromotrice indotta in condizione di macchina senza carico, alla velocità nominale. Da tale prova è stata inoltre ricavata una stima delle perdite a vuoto nel ferro e delle perdite per attrito e ventilazione non solo alla velocità nominale, bensì in un range più ampio.

Il test ha evidenziato come la FEM line-to-line a vuoto avesse un contenuto armonico trascurabile ed una costante di tensione di fase pari a $K_V = 126.5 \text{ mV/rpm}$, e quindi alla velocità base di 750 rpm una tensione di fase 95 V_{rms} .

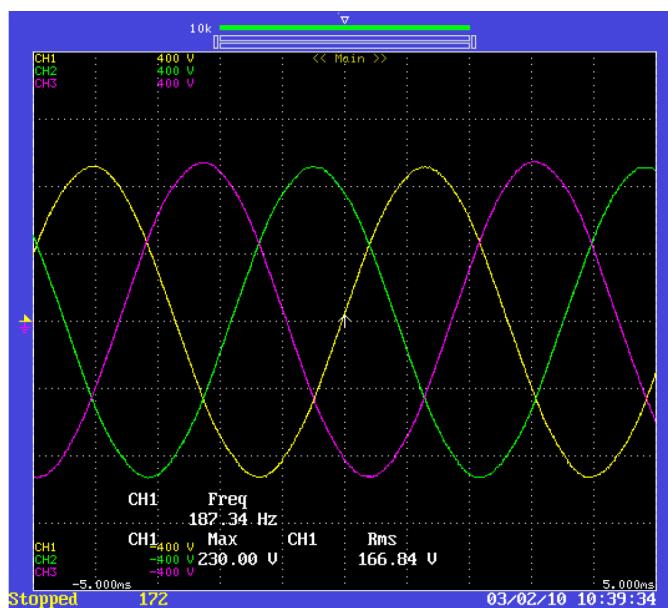


Figura 3.2 Andamento FEM concatenata a vuoto

Basandosi su questo dato si ha che la prestazione nominale di 200 Nm dovrebbe essere soddisfatta con una corrente $I_q = 55.5 \text{ A}$.

Dai dati di coppia e velocità raccolti in questa prova si è trovato che la coppia necessaria per mantenere la macchina alla velocità base è di **10.5 Nm** e dunque è richiesta una potenza di **790 W** . Dal grafico della coppia resistente in funzione della velocità è possibile notare come l'attrito dovuto ai cuscinetti ha valore costante pari a **1.4 Nm** . Da ciò è pertanto possibile calcolare le perdite nello statore per isteresi e correnti parassite della macchina nel funzionamento a vuoto, pari a **685 W** . Tale valore di perdite è maggiore rispetto il modello precedente della macchina, ma questo era un dato atteso in fase di progetto essendo mancanti nella nuova realizzazione le biette di chiusura delle cave di statore. Ciò comporta sostanzialmente maggiori perdite nei denti di cava e nell'avvolgimento ma altresì una maggiore linearità della macchina e dunque un minore contenuto armonico della FEM.

La prova a vuoto può anche fornire informazioni circa la temperatura dei magneti. La forza magnetomotrice dei magneti ha infatti una dipendenza dalla temperatura, con un coefficiente di circa **$-0.1\%/\text{^{\circ}C}$** . Pertanto per è possibile valutare la temperatura a cui si portano i magneti in una certa condizione di carico, valutando la differenza tra la FEM indotta a macchina calda, e una misurata ad una temperatura di riferimento. Sebbene questo effetto non abbia grandi ripercussioni sul funzionamento della macchina, questa valutazione è molto utile al fine di capire la capacità di smaltimento di calore dell'intero motore; il pericolo maggiore nelle macchine a magneti permanenti è la smagnetizzazione permanente degli stessi e la temperatura di funzionamento gioca un ruolo fondamentale in questo fenomeno. Non è stata effettuata nel corso di queste prove preliminari una caratterizzazione di questo tipo, tuttavia sarà oggetto di valutazione nel corso delle nuove prove.

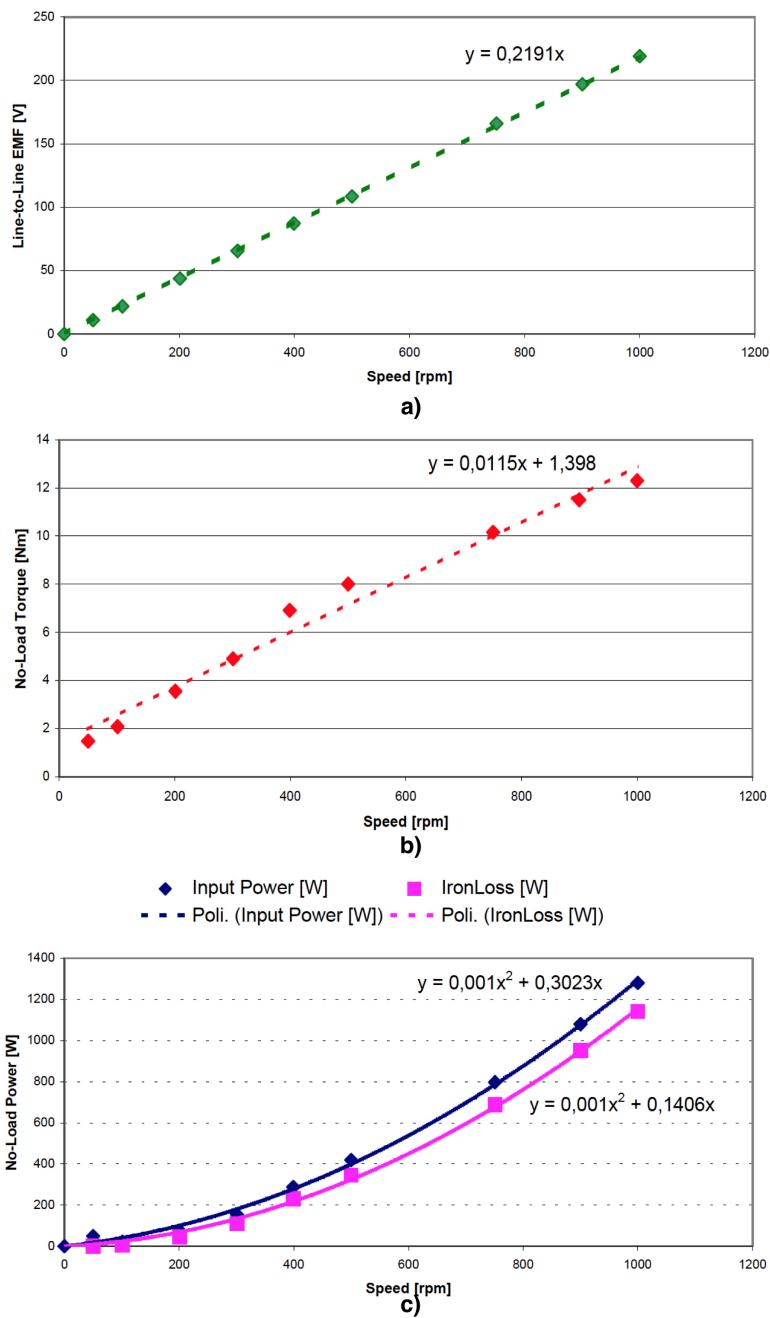


Figura 3.3 Prove a vuoto

a) FEM concatenata b) Coppia a vuoto c) Potenza a vuoto

3.1.2 Prova a Carico

Questa prova è stata svolta al fine di misurare l'induttanza di corto circuito della macchina e verificarne il comportamento termico sotto diverse condizioni di carico.

Anche in questo caso la macchina, trascinata da un motore primo, è stata fatta funzionare da generatore essendo i terminali degli avvolgimenti connessi su un carico simmetrico trifase o chiusi in corto circuito.

La misura dell'induttanza di macchina è stata svolta chiudendo gli avvolgimenti della macchina su carico capacitivo, in questo modo è stato possibile avere una misura dell'induttanza satura, ovvero quella minore possibile in condizioni di saturazione del circuito magnetico; la presenza di un carico capacitivo infatti fa sì che fluisca una corrente con fase in anticipo rispetto la tensione e dunque un flusso di reazione che si somma al flusso dei magneti, causando la saturazione. Si riporta il diagramma vettoriale di tale condizione di carico.

È importante avere il valore di induttanza misurato in questo modo perché ciò ha ripercussioni circa l'azionamento e l'inverter stesso. Il valore ottenuto da questa misura è un'induttanza di $L_s = 0.25 \text{ mH}$. Successivamente sono state svolte prove di funzionamento su carico resistivo (A, B) con le quali si simula il funzionamento nominale della macchina e si ricava la costante di coppia e l'andamento delle temperature, ed in condizione di corto circuito (C, D) con le quali si simula una condizione di sovraccarico potendone quindi valutare le potenzialità.

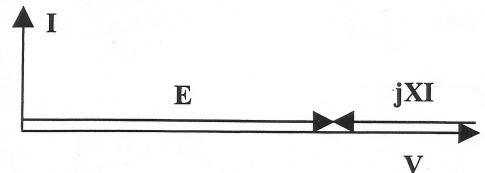


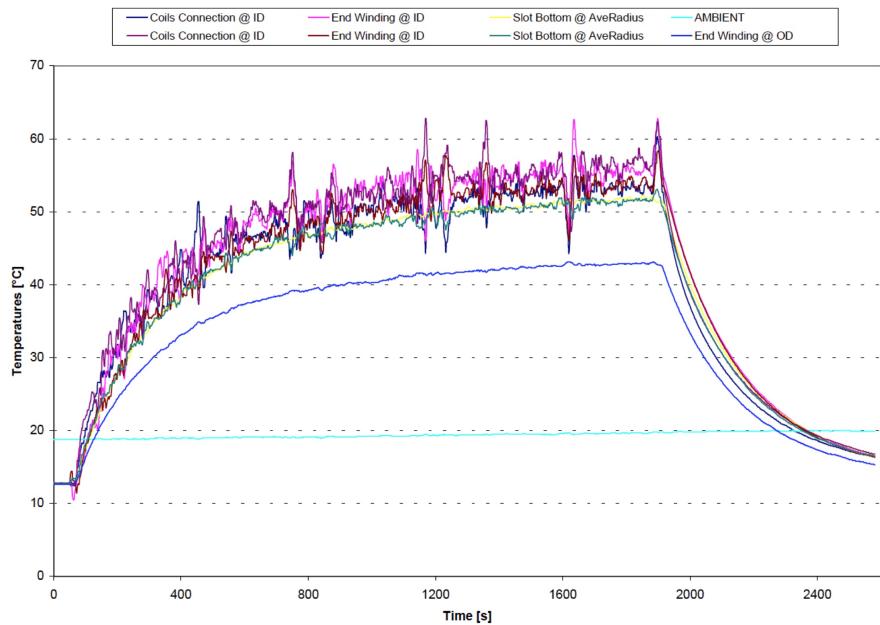
Figura 3.4 Diagramma vettoriale a carico capacitivo

Test	Speed [rpm]	Torque [Nm]	Input Power [W]	Line- Line Voltage [V]	Phase Current [A]	Output Power [W]
A	516	200	10800	100.4	55.5	9600
B	896	200	18840	174.8	56	17000
C	157.7	445	7340	0	149.3	0
D	136	418	5960	0	133.6	0

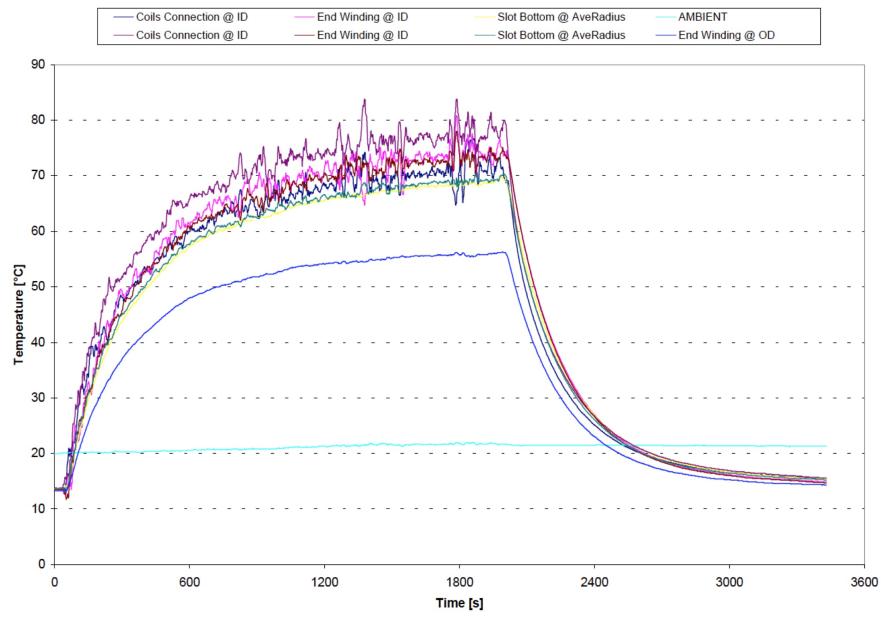
Tabella 3.1 Prove a carico

Dai test A e B è stata calcolata la costante di coppia della macchina pari a $K_T = 3.6 \text{ Nm/A}$ confermando dunque che è possibile ottenere la prestazione di coppia nominale con una corrente sull'asse in quadratura $I_q = 55 \text{ A}$. Come aspettato si sono osservati hot-spot alle connessioni degli avvolgimenti; tali punti raggiungevano una sovratemperatura di circa 43°C dopo un transitorio di circa 32 minuti, per delle perdite complessive di 1200 W (test A) e di 65°C per delle perdite complessive di 1840 W (test B). Da tali prove emerge pertanto che nel funzionamento nominale

(200 Nm @750 rpm) con perdite complessive di 1555 W (685 W nel ferro di statore e 870 W di perdite nel rame) e temperatura del liquido refrigerante di 65°C si avrebbero hot-spot a 120°C.



A



B

Figura 3.5 Prove a carico, test A e B

Infine dai test C e D con macchina cortocircuitata, con refrigerante a 13°C e perdite complessive di 7.34 kW (test C) si raggiungono hot-spot di 180°C dopo un transitorio di 240 s e 300 s per avere la stessa sovratesteratura con perdite complessive di 6 kW (test D).

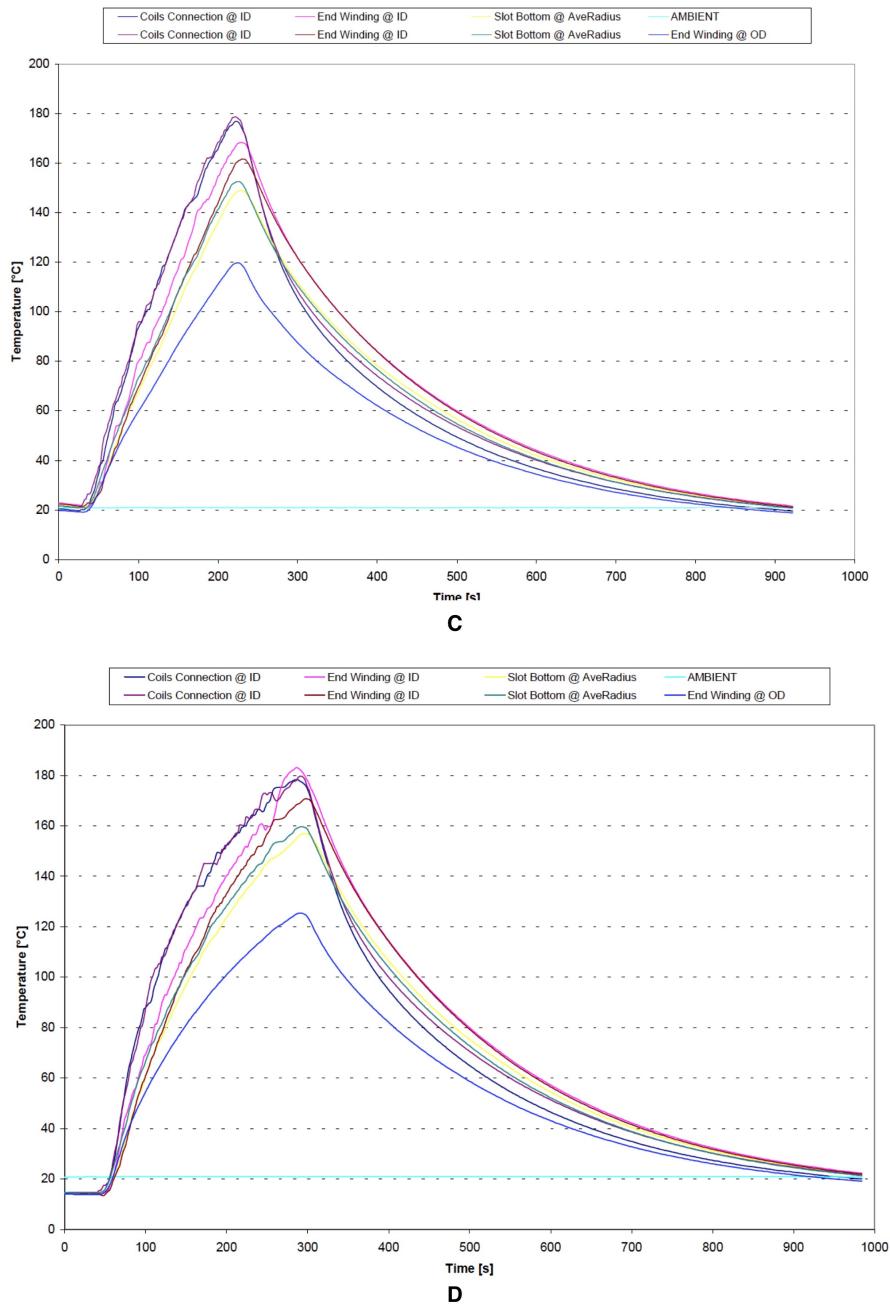


Figura 3.6 Prove a carico, test C e D

Ciò lascia intendere che la macchina soddisfa le prestazioni di sovraccarico per cui era stata commissionata, 500 Nm per 30 s con temperatura del liquido refrigerante di 65°C .

Sono state eseguite inoltre ulteriori prove sulla macchina cortocircuitata al fine di individuare le perdite complessive associate a sovratemperatura di 110°C in regime permanente in modo tale da avere hot-spot sugli avvolgimenti a 175°C con temperatura del refrigerante di 65°C , e quindi appena sotto il limite di 180°C sopportabile dagli stessi. Le prove sono state eseguite in modo che le perdite di potenza fossero variabili. Dalle prove si è ottenuta questa condizione con delle perdite totali di 2.5 kW . Ulteriori considerazioni emerse dalla prova sono che nel funzionamento a bassa velocità ($50 - 100 \text{ rpm}$) possono essere trascurate le perdite nel ferro essendo piccole in confronto a quelle per effetto Joule nel rame degli avvolgimenti, pertanto la macchina può funzionare in regime permanente erogando coppia pari a 340 Nm , mentre in prossimità della velocità base a coppia 260 Nm senza eccedere il limite termico sugli avvolgimenti.

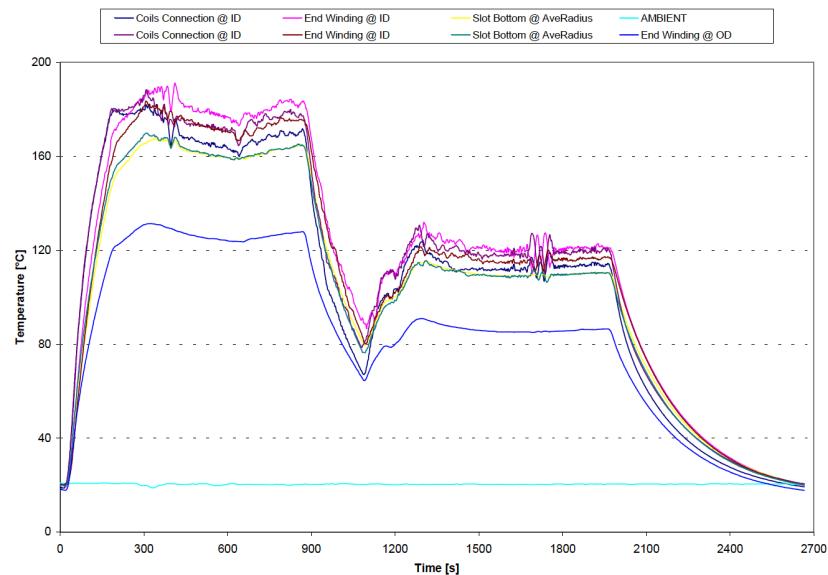


Figura 3.7 Prove a carico a perdite variabili

3.2 Funzionamento in deflussaggio

Alla luce delle considerazioni fatte sul tipo di controllo e sul tipo di macchina in prova è utile valutare la fattibilità dell'utilizzo del controllo in deflussaggio.

Si possono applicare a questo punto le espressioni appena vista per la corrente al motore in esame usando una misura del valore dell'induttanza diretta ricavata dalle prove in corto circuito e risulta:

$$L_d = 0.250 \text{ mH}$$

Il valore efficace del flusso dei magneti permanenti può essere ricavato attraverso la FEM indotta a vuoto alla velocità nominale, conoscendo il numero di coppie polari $p = 15$, attraverso la relazione:

$$\lambda_{PM} = \frac{V_{ph}}{2\pi f_e} = 80 \text{ mWb}$$

Ora è possibile graficare l'andamento delle componenti diretta e quadratura, e del modulo nel caso in cui non si limiti la corrente erogata al motore:

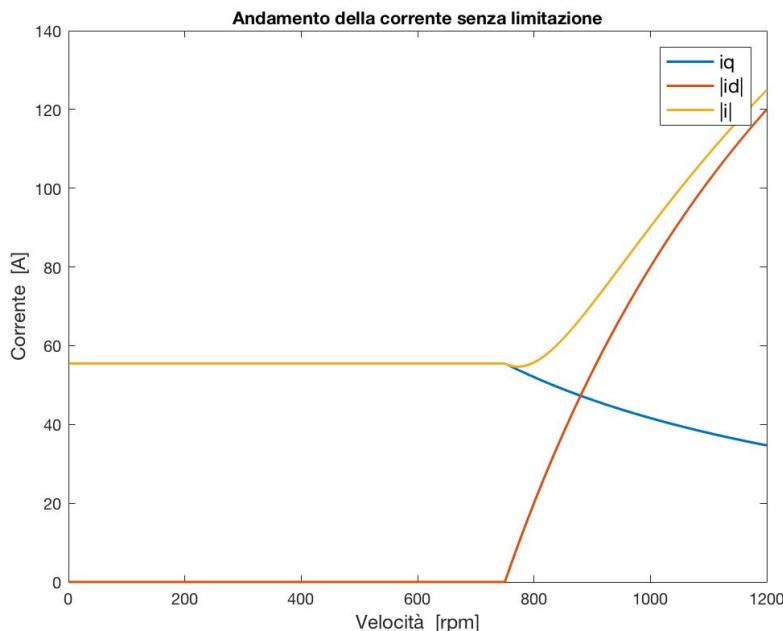


Figura 3.8 Andamento delle correnti in deflussaggio senza limitazione del modulo

Osservando tale grafico appare subito evidente come la i_d cresca molto più velocemente di quanto non decresca la i_q . Per questa ragione a partire da una certa velocità (maggiore della velocità base) il motore pur funzionando a potenza meccanica costante, assorbe una potenza apparente crescente.

Impponendo invece il limite sulla corrente di statore si ottiene un andamento del tipo:

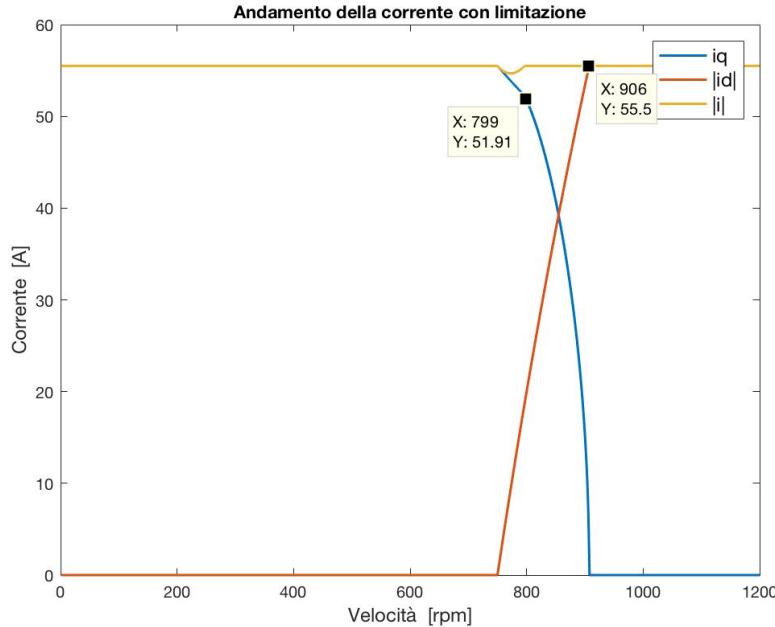


Figura 3.9 Andamento delle correnti in deflussaggio con limitazione del modulo

Si nota come adesso l'intervallo di funzionamento a potenza costante si sia ridotto notevolmente, tale funzionamento è possibile solo circa **50 rpm** oltre la velocità base. A partire da questa velocità infatti il modulo della corrente supererebbe il valore nominale e pertanto si interviene riducendo la coppia. La componente i_q inizia a decadere molto velocemente sino a diventare nulla. Da questo punto la corrente diretta invece ha raggiunto il valore nominale e non può più essere aumentata. E' importante notare che non è fisicamente possibile raggiungere con questo tipo di controllo il punto in cui la i_q diventa nulla, ciò significherebbe infatti non poter più comandare coppia ma essendo la coppia resistente sicuramente diversa da zero la macchina non riuscirebbe a mantenersi in tale punto (per la precisione non riuscirebbe proprio a portarsi in quel punto).

Queste considerazioni preliminari confermano quanto detto prima circa la difficoltà del funzionamento in deflussaggio per macchine a magneti permanenti, inoltre danno indicazioni utili al fine della creazione di un modello di rendimento ed un modello termico del motore. Non è come visto possibile lavorare con questa macchina a potenza costante fino alla velocità massima, a meno di non sovraccaricarla pesantemente in corrente; potendo contare piuttosto su un sistema di raffreddamento efficiente e su un inverter esuberante dal punto di vista della tensione che può fornire al motore, si eviterà il deflussaggio riducendo la sola corrente in quadratura per mantenere la potenza meccanica costante.

E' bene precisare infine che l'andamento della componente diretta è stato ottenuto attraverso il parametro L_d di cui si aveva una misura in condizioni di saturazione. Le cose potrebbero pertanto andare meglio di quanto ipotizzato.

3.3 Il modello di rendimento e l'andamento atteso delle temperature

Dalle prove effettuate si vuole costruire un modello del rendimento del motore, a partire dai risultati circa le perdite a vuoto e la costante di coppia stimata congiuntamente ai valori di potenza in uscita.

$$P_m = T \omega$$

$$P_{loss} = P_{iron} + P_b + P_{Cu} = \underbrace{0.0912 \omega^2 + 27.567 \omega}_{P_{iron} + P_b} + \underbrace{3 I^2 R}_{P_{Cu}}$$

$$\eta = \frac{P_m}{P_m + P_{loss}}$$

Con queste equazioni, alla luce delle considerazioni fatte sul tipo di controllo, è possibile completare il modello termico del motore nel suo funzionamento. Si farà inoltre un confronto tra i rendimenti attesi sia nel caso si voglia effettuare il deflussaggio (sovratraccaricando in corrente la macchina), sia in quello in cui si riduce solamente la coppia.

L'espressione della corrente nel caso in cui non si effettui il deflussaggio è la seguente:

$$\begin{cases} i_q = \frac{T}{K_T} \\ T' = T \frac{\omega_b}{\omega} & \omega > \omega_b \\ i_d = 0 \end{cases}$$

Implementando queste equazioni in uno script Matlab si ricava l'andamento del rendimento:

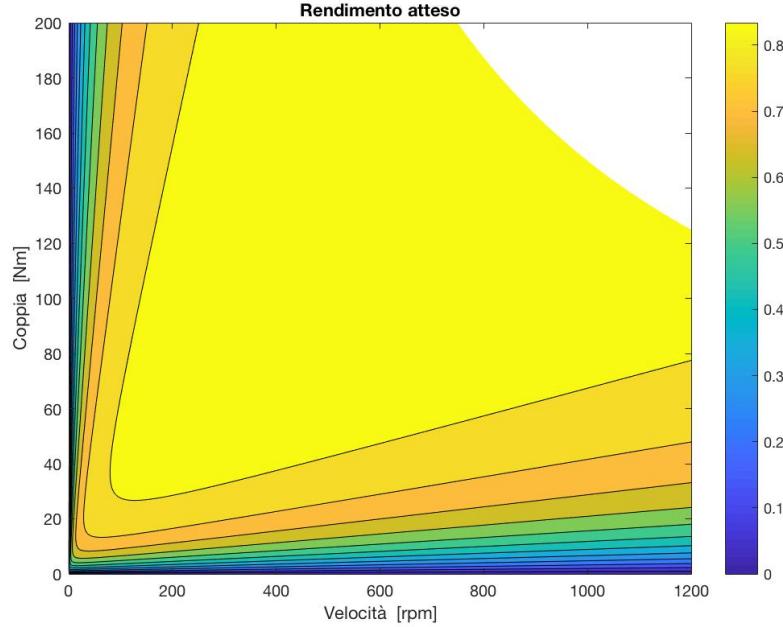


Figura 3.10 Andamento del rendimento stimato dal modello senza deflussaggio

Il modello indica valori di picco del rendimento in prossimità del corner della velocità base di circa $\eta_{max} = 90\%$. Come ci si aspettava il rendimento è maggiore sulla retta passante tra corner ed origine degli assi, questo perché in tale direzione cresce la potenza meccanica in uscita. Si è usato a questo punto l'andamento delle temperature nelle vecchie prove a carico per ricavare un modello termico del motore in funzione delle perdite di potenza. Il modello che si usa è uno del primo ordine del tipo:

$$H(s) = \frac{R_{th}}{\tau s + 1}$$

In questa espressione compare a numeratore la resistenza termica R_{th} [$^{\circ}\text{C}/\text{kW}$]. Questo parametro esprime la proporzionalità a regime permanente tra le perdite di potenza e la temperatura raggiunta dalla macchina. Dalle prove è stata stimata una resistenza termica:

$$R_{th} = 34.78 \frac{{}^{\circ}\text{C}}{\text{kW}}$$

Al denominatore invece compare la costante di tempo τ [s], responsabile dell'andamento della temperatura durante il transitorio. Il valore di tale parametro dipende pertanto dal tempo impiegato dalla temperatura del

motore, a fronte di una sollecitazione a gradino, per raggiungere il valore di regime permanente.

Anche questa è stata stimata dalle prove:

$$\tau_{gen} = 309 \text{ s}$$

Ai fini della sovraccaricabilità del motore è preferibile avere costanti di tempo elevate, questo consente di allungare il tempo per cui è possibile mantenere la sollecitazione. Per contro aumenterà anche il tempo necessario per riportare la macchina alla temperatura di funzionamento nominale. La temperatura a regime permanente sarà pertanto calcolabile come:

$$T_{rp} = P_{loss} R_{th} + T_{lr}$$

È possibile simulare quindi diversi andamenti in funzione della temperatura del liquido refrigerante adottato.

È pertanto possibile ricavare un andamento atteso della temperatura di regime permanente in tutti i punti della caratteristica di funzionamento:

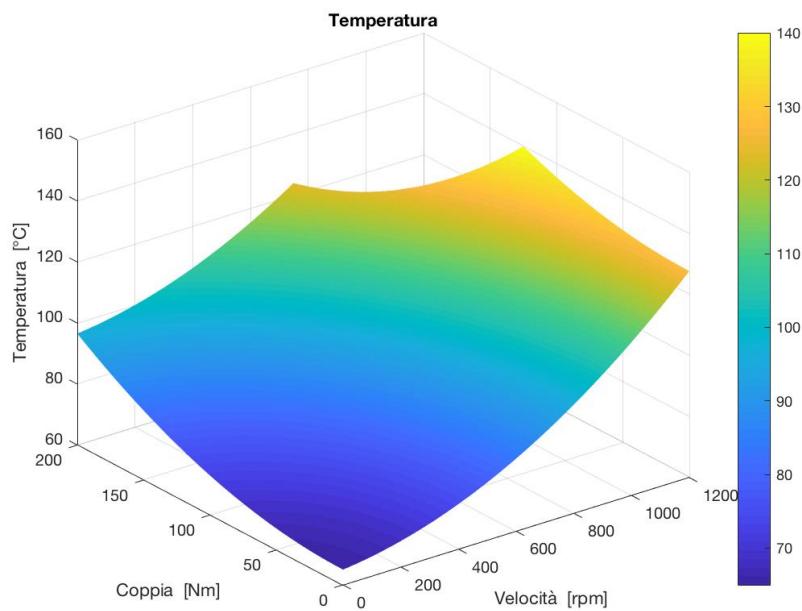


Figura 3.11 Andamento della temperatura stimato dal modello senza deflussaggio

L'andamento delle temperature attese fornito dal modello è coerente con quanto rinvenuto dalle prove, la temperatura di picco che si raggiunge è all'incirca di **140 °C**.

Si riporta a conferma delle considerazioni fatte precedentemente l'andamento del rendimento e delle temperature di regime permanente nel caso in cui si voglia effettuare il deflussaggio della macchina senza imporre la limitazione di corrente. Per questa condizione di funzionamento l'espressione delle componenti della corrente diventa:

$$\begin{cases} i_q = \frac{T}{K_T} & \omega \leq \omega_b \\ i_q = \frac{T}{K_T} \frac{\omega_b}{\omega} & \omega > \omega_b \\ i_d = \frac{(\omega_b - \omega_e) \lambda_{PM}}{\omega_e} \frac{L_d}{L_d} & \omega > \omega_b \\ |i| = \sqrt{i_q^2 + i_d^2} \end{cases}$$

L'andamento del rendimento che si ottiene è il seguente:

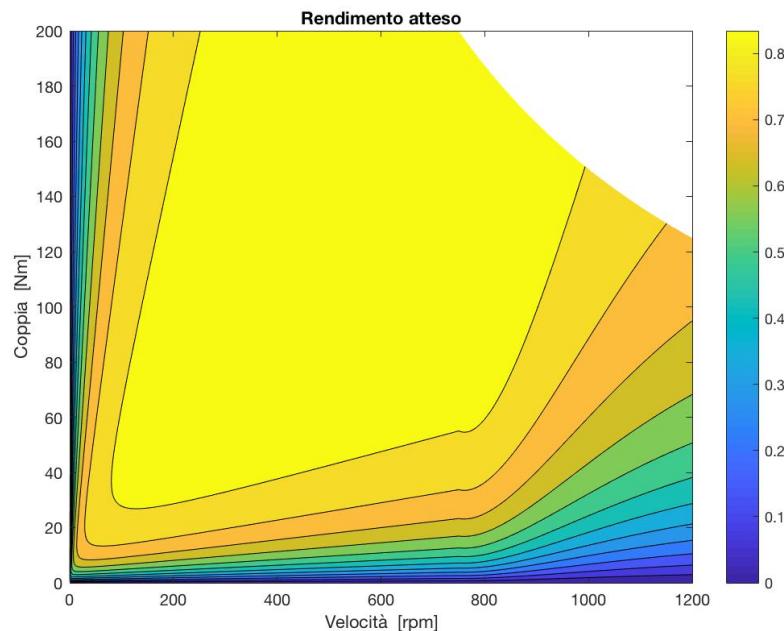


Figura 3.12 Andamento del rendimento stimato dal modello con deflussaggio

E l'andamento atteso delle temperature è il seguente:

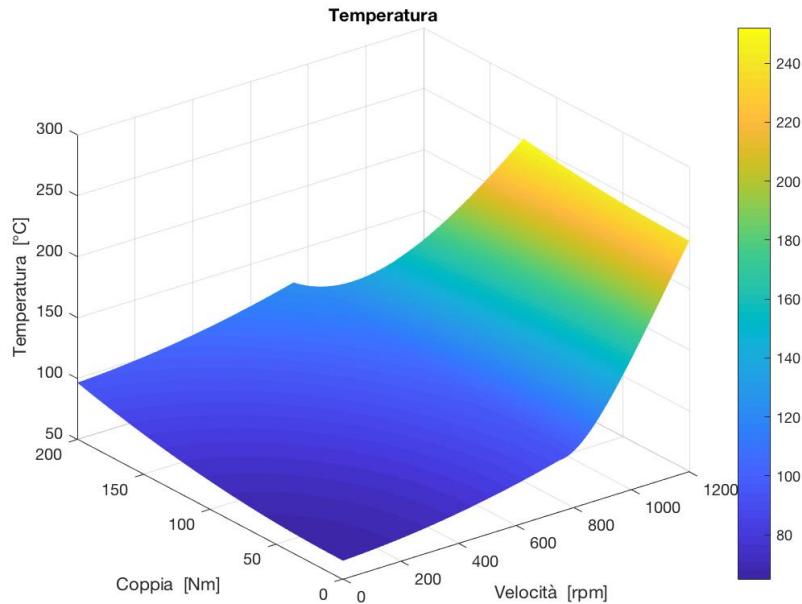


Figura 3.13 Andamento della temperatura stimato dal modello con deflussaggio

Da questi grafici appare subito evidente la sconvenienza di adottare il controllo a flusso decrescente per questa macchina. Mentre il valore di picco di rendimento è uguale al caso precedente (infatti fino alla velocità base il funzionamento è del tutto equivalente), a partire dal funzionamento in deflussaggio questo cala molto rapidamente, ciò ha naturalmente ripercussioni sulle temperature raggiunte dalla macchina in quei punti. In zona di deflussaggio si raggiungono molto velocemente temperature di oltre 240 °C, valore questo inaccettabile per gli avvolgimenti del motore e che di fatto ne precluderebbe il funzionamento in regime permanente.

3.4 Limiti del modello

È molto importante precisare i limiti di questo modello. In primo luogo vi è una variabilità dei parametri di cui non si può tenere conto in particolare il valore di induttanza di macchina misurato L_s è un valore in condizioni di saturazione, l'andamento dipende pertanto dalle condizioni magnetiche di lavoro e quindi dal valore di corrente in una data condizione. L'espressione delle perdite usata è stata ricavata inoltre da una prova a

vuoto, in assenza dunque di corrente nello statore. Questo comporta delle differenze rispetto una generica condizione di carico: vi è infatti un campo magnetico di reazione che cambia l'andamento del campo di induzione nello statore, inoltre il campo di dispersione generato dalla corrente in prossimità delle testate di matassa genera delle perdite addizionali per correnti parassite nei denti della cintura refrigerante. La soluzione costruttiva di cui si era parlato in precedenza consisteva infatti in un sistema di raffreddamento che si incastrasse come un profilo dentato femmina, sul profilo dentato maschio rappresentato dalla periferia esterna dello statore. I denti di tale cintura (che non sono laminati ma di alluminio pieno) sono pertanto molto vicini alle testate di matassa e dunque soggetti a una magnetizzazione alternativa che causa perdite per correnti parassite. È inoltre impossibile tener conto di questo contributo perché tali correnti fluiscono nella zona più vicina al sistema di raffreddamento, e dunque non causano innalzamenti di temperatura. Pertanto non sono visibili esternamente

Le perdite di potenza per effetto Joule nel rame sono quindi calcolate usando un valore costante di resistenza, pari a $120\text{ }^{\circ}\text{C}$.

$$R_{20^{\circ}\text{C}} = 98\text{ }m\Omega$$

Così facendo si hanno hot-spot che raggiungono i $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ circa, valori ottimistici per quanto detto circa la resistenza di fase usata. Inoltre si è usata come temperatura del liquido refrigerante:

$$T_{lr} = 65\text{ }^{\circ}\text{C}$$

Questo valore insieme alla portata è determinante nella potenzialità di sovraccarico del motore, disponendo naturalmente di un sistema di raffreddamento a temperatura minore si riuscirebbe ad asportare una potenza maggiore dalla macchina; tuttavia trattandosi di un motore da trazione è difficile disporre a bordo del veicolo di un liquido refrigerante a temperatura minore.

4 L'inverter:

L'inverter usato nel corso di questa tesi è un azionamento industriale prodotto da Gefran, serie SIEIDrive XVy-Ev. È progettato e costruito per il controllo vettoriale *FOC* di motori elettrici in corrente alternata. Si riporta lo schema di principio:

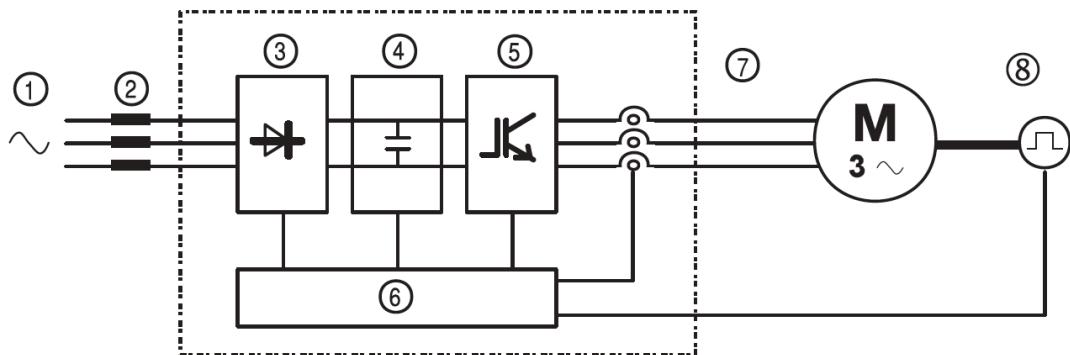


Figura 4.1 Schema a blocchi dell'azionamento

- Alimentazione AC di Input
- Filtri AC
- Raddrizzatore Trifase
- Link DC
- Inverter ad IGBT
- Sezione di Controllo Configurabile
- Tensioni di Uscita
- Encoder Feedback

4.1 Specifiche:

Si riportano le specifiche di output maggior interesse per l'applicazione.

Potenza Attiva	100 kW @ 230 V _{AC} (input) 200 kW @ 400 V _{AC} 250 kW @ 460 V _{AC}
Tensione Massima	0.98 U _{LN} (AC input)
Frequenza Massima	400 Hz
Frequenza Massima di Switching	4 kHz

Tabella 4.1 Specifiche dell'azionamento

L'inverter può essere alimentato in continua o direttamente da una rete trifase. Le specifiche sono date a seconda del tipo di alimentazione e del suo livello, in questo caso sono più che soddisfacenti per i requisiti del motore che si testerà.

Come detto la principale funzione di tale azionamento è il controllo di motori brushless mediante orientamento di campo, inoltre sono supportate le seguenti funzionalità:

- Controllo di coppia
- Controllo di velocità
- Controllo di posizione
- Controllo della frenatura
- Controllo di flusso
- Controllo dell'interruzione di potenza

Sono presenti anche altre funzionalità come ad esempio la presenza di pin analogici e digitali I/O configurabili e/o utilizzabili per un controllo hardware dell'azionamento.

4.2 L'interfaccia:

L'interfaccia con l'inverter può avvenire in tre modi

- Tastierino integrato
- Software
- Hardware

Mediante il tastierino integrato è possibile accedere a tutte le configurazioni dei parametri dell'inverter. Si può ottenere la stessa funzionalità attraverso il collegamento PC-inverter via interfaccia seriale RS-485 ed attraverso il software GF-eXpress. Si è preferita quest'ultima soluzione per via della maggiore versatilità.

Attraverso il software infatti è possibile non solo configurare i parametri dell'inverter relativi al setup, ma anche monitorarli in modo più comodo sul display del PC o eventualmente graficarli in funzione del tempo.

È inoltre presente sull'inverter una morsettiera che rende accessibili una serie di pin analogici/digitali grazie alla quale è possibile effettuare un controllo hardware (per esempio abilitare il drive o impostare la velocità

di riferimento) ma che posso anche essere riconfigurati con funzionalità a scelta dell'utente. Si riporta un esempio di configurazione hardware nella modalità di controllo di velocità:

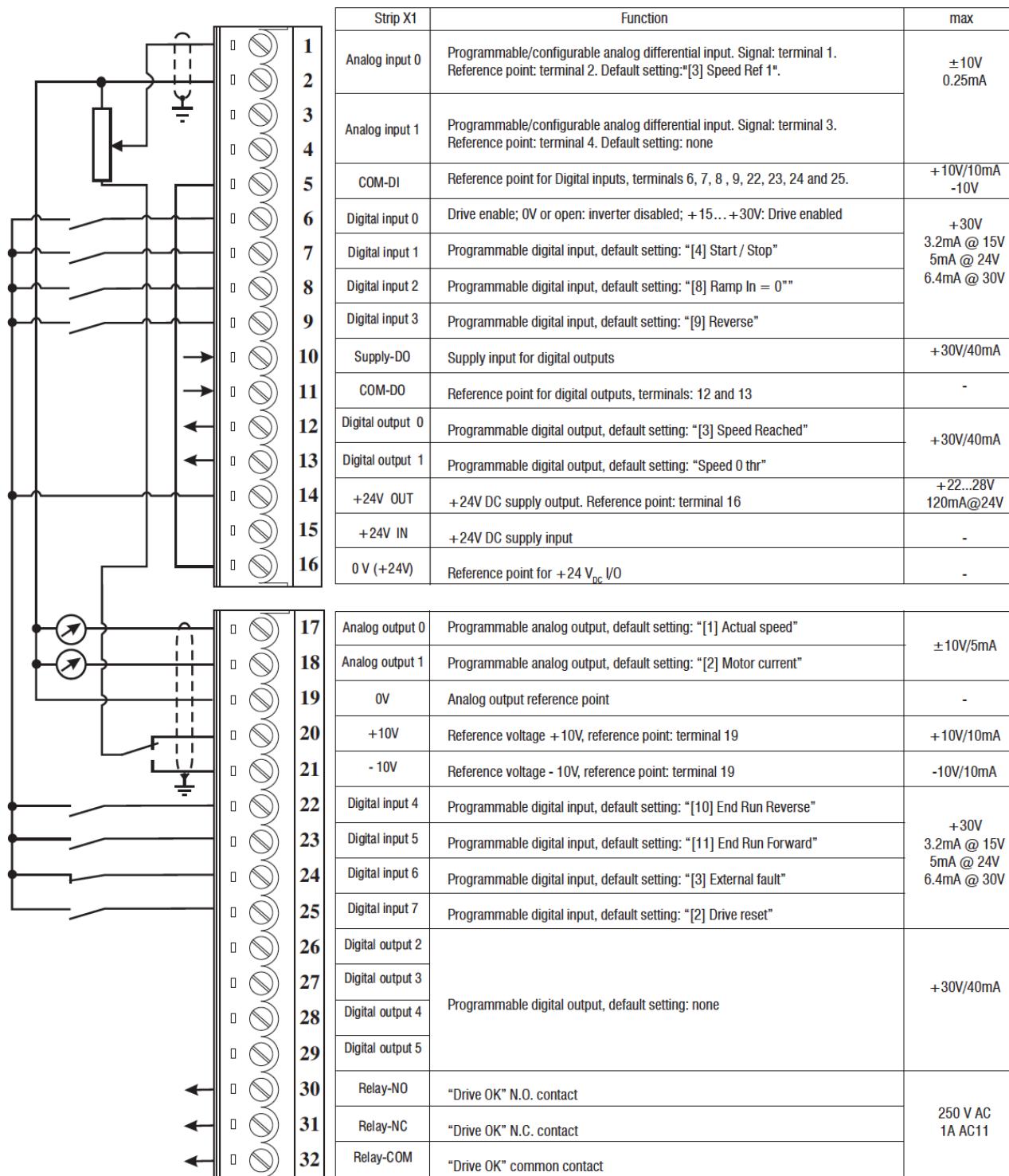


Figura 4.2 Esempio configurazione hardware

4.3 Il trasduttore di posizione:

Per poter implementare il controllo vettoriale è necessario conoscere in ogni istante la posizione del rotore. Questo è fatto attraverso l'utilizzo di un trasduttore di posizione angolare. La tipologia principalmente usata per applicazioni avanzate è il *resolver*. Questo tipo di trasduttore è una macchina elettrica a tutti gli effetti, caratterizzata da avere due avvolgimenti ortogonali tra di loro sullo statore e degli avvolgimenti di eccitazione sul rotore. Gli avvolgimenti di eccitazione vengono alimentati con una tensione alternata ad elevata frequenza (e.g. 10 kHz), sugli avvolgimenti di statore si leggono pertanto due segnali in quadratura la cui ampiezza è modulata in funzione della posizione angolare del rotore. Dopo aver eliminato la componente ad alta frequenza dai segnali attraverso una demodulazione è possibile applicare un PLL (phase locked loop) alle componenti a bassa frequenza grazie a cui si risale alla posizione angolare del rotore.

Non è stato possibile usare questo tipo di trasduttore per l'applicazione in questione a causa dell'incompatibilità del resolver disponibile (Tamagawa 5x-VRx) con l'inverter. Il problema era causato dal livello troppo basso dei segnali di uscita del resolver che pertanto non riuscivano ad essere letti correttamente dall'inverter.

Per questa ragione si è stati costretti a usare un *encoder* sinusoidale (Heidenhain ROD1080) sebbene meno preciso. In questo caso il principio di funzionamento è quello fotoelettrico. Vi è internamente un disco opaco (solidale con l'albero) su cui vi sono delle zone trasparenti dette fenditure; vi sono poi dei diodi LED (posizionati sulla parte fissa) che illuminano il disco e dall'altro lato dei fototransistor capaci di rilevare la luce. Quando il disco è in rotazione si crea un'alternanza di zone opache e trasparenti e questo crea una conduzione alternata dei transistor nel tempo. Questa tipologia di

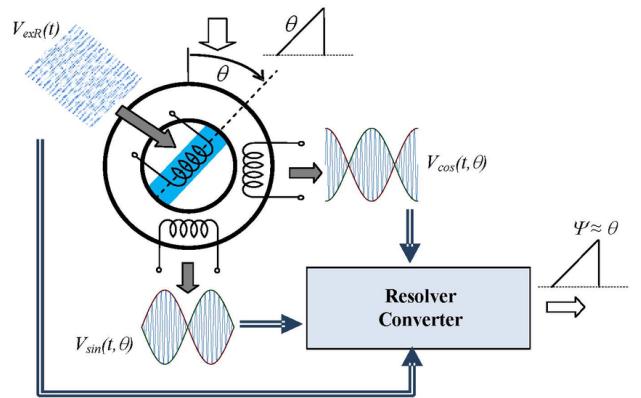


Figura 4.3 Schema di principio di un resolver

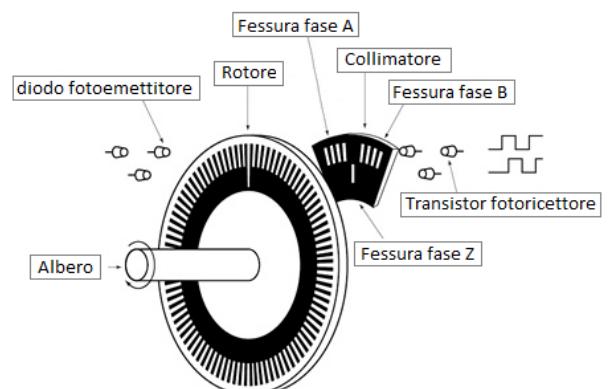
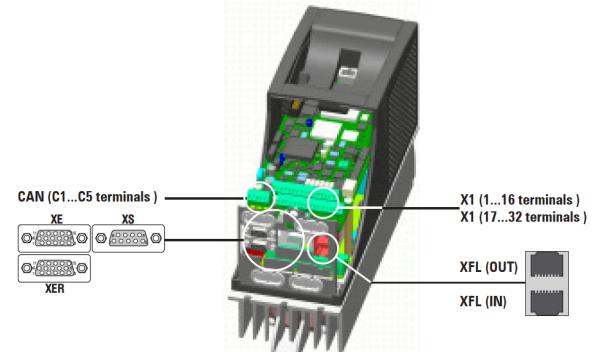


Figura 4.4 Schema di principio di un encoder

trasduttore può in generale essere di tipo assoluto o incrementale, a seconda che fornisca una posizione riferita ad uno zero di riferimento leggibile dallo stesso segnale principale (*assoluto*), questo è ottenuto mediante l'adozione di un codice leggibile per via ottica attraverso il sistema descritto o riferita ad un segnale esterno di zero (*incrementale*), in questo caso invece la posizione angolare è ottenuta come somma di step intermedi (impulsi) derivanti proprio dall'alternanza zone opache - fenditure. Gli encoder incrementali pertanto necessitano di un segnale che informi dove si trovi lo zero di riferimento, inoltre anche con queste premesse non sarebbe possibile leggere il verso di rotazione. Per poter determinare il verso di rotazione viene fornito un terzo segnale, identico al segnale principale, sfasato di 90°; dalla relazione di fase tra i due segnali è possibile determinare il verso di rotazione.

La tipologia usata in questa applicazione appartiene alla categoria degli encoder incrementali, tuttavia fornisce in uscita dei segnali sinusoidali (*sin cos*) oltre che ad uno di riferimento. Il principio fisico con cui vengono generati questi segnali è sempre ottico, tuttavia si ha una maggiore precisione rispetto ai più semplici encoder incrementali ad impulsi.

Il collegamento del trasduttore di posizione angolare all'inverter avviene attraverso un'apposita la porta di ingresso *XE* nella sezione di controllo. Il connettore d'ingresso è un sub-D VGA femmina i cui pin sono mappati a seconda del tipo di trasduttore utilizzato.



Assignment	Function	I=Input O=Output
1 B-	Incremental Encoder B-	I
2 Klixon	Klixon contact	I
3 Z+	Zero channel Z (+)	I
4 Z-	Zero channel Z (-)	I
5 A+	Incremental Encoder A (+)	I
6 A-	Incremental Encoder A (-)	I
7 0VE	Encoder Supply 0V reference	O
8 B+	Incremental Encoder B(+)	I
9 +5VE	Encoder Supply	O
10 SIN+ / H1	Sin / resolver input (+) / Hall 1 input	I
11 SIN- / H2	Sin / resolver (-) / Hall 2 input	I
12 COS+ / H3	Cos / resolver (+) / Hall 3 input	I
13 COS-	Cos / resolver (-)	I
14 EXC+	Resolver excitation (+)	O
15 EXC-	Resolver excitation (-)	O

Back View of VGA
D-sub connector (solder side)

Figura 4.5 Pinout del connettore D-sub del feedback

È stato preparato un cavo schermato di collegamento tra encoder e inverter in accordo con le specifiche riportate sul manuale.

Si riporta la scheda tecnica dell'encoder usato e le caratteristiche del cavo nell'appendice relativa al trasduttore.

4.4 Il controllo:

A fronte di diverse modalità di funzionamento, le principali usate nel corso di questa tesi sono due: *controllo della velocità* e *controllo della coppia*.

Prima del montaggio su banco è stato necessario effettuare delle prove per verificare il corretto funzionamento del trasduttore, configurare i parametri principali del motore e in seguito poter prendere confidenza con il controllo della macchina attraverso l'interfaccia dedicata. Queste prove sono state eseguite con inverter collegato ad una rete trifase di $V_{ll} = 380 V_{rms}$ e motore flangiato su una base di supporto, senza alcun carico meccanico.

Il controllo vettoriale è un tipo di controllo *closed-loop*, ragion per cui sono presenti degli anelli di regolazione chiusi. Per la natura fisica della macchina vi sono due anelli di regolazione annidati, quello interno regola la coppia mentre quello esterno la velocità.

4.4.1 Il controllo in coppia:

Questo controllo viene effettuato escludendo l'anello esterno di velocità e fornendo in ingresso all'anello interno il riferimento di coppia. Il controllo sulla coppia avverrà agendo sulla regolazione delle componenti diretta e in quadratura della corrente secondo le equazioni di macchina. Si riporta lo schema a blocchi.

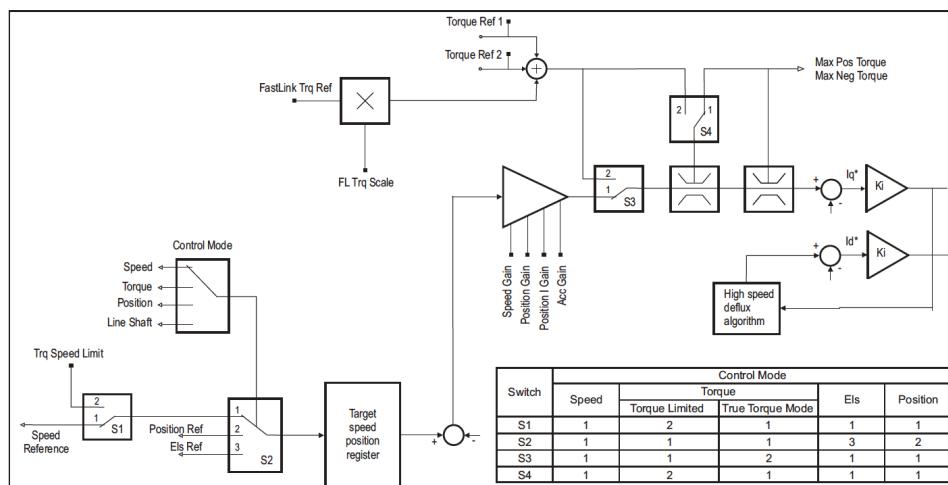


Figura 4.6 Schema a blocchi del loop di coppia

Dallo schema emerge anche la presenza di limitazioni sulla coppia configurabili e di una modalità *Torque Limited* in cui l'anello esterno di regolazione della velocità diventa attivo nel momento in cui si raggiunge un limite di velocità prescelto.

Questa modalità di funzionamento è particolarmente interessante specie nel caso in oggetto, dove l'assenza del carico meccanico rende potenzialmente pericoloso il controllo in coppia del motore.

4.4.2 Il controllo in velocità:

In questo caso entrambi gli anelli di regolazione sono attivi ed il riferimento di velocità viene fornito al loop esterno. Il riferimento come nel caso precedente viene confrontato con la velocità misurata ed il segnale di errore, opportunamente regolato, diventa il riferimento di coppia per l'anello esterno.

Si riporta per chiarezza lo schema a blocchi dell'anello di regolazione della velocità.

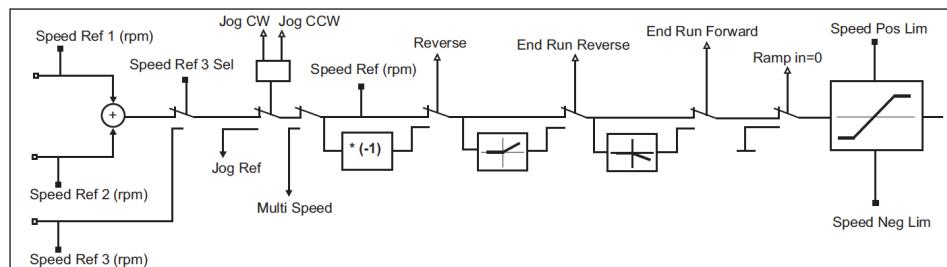


Figura 4.7 Schema a blocchi del loop di velocità

Dallo schema si nota come in questa modalità sia inoltre possibile configurare altre funzionalità come rampe di velocità, jog e limitazioni.

5 Setup

Per poter svolgere le prove nel funzionamento da motore è stato predisposto un banco di prova, composto da un motore asincrono funzionante come freno elettromagnetico. Affinché fosse possibile effettuare il ricircolo di energia, l'alimentazione delle due macchine è stata fornita in continua ad un valore di 650 V , questo perché l'inverter pur accettando un'alimentazione in alternata ha un raddrizzatore a diodi non controllato che non avrebbe consentito il ricircolo di energia. Il link in continua è creato a partire da una rete trifase a $V_u = 380\text{ V}$ attraverso una rettificazione controllata che ne consente di incrementare il valore DC. Questo processo avviene in un quadro della potenza di 160 kW entro cui sono contenuti il raddrizzatore controllato ed un inverter (entrambi Gefran SIEIDrive). Lo schema di alimentazione è il seguente:

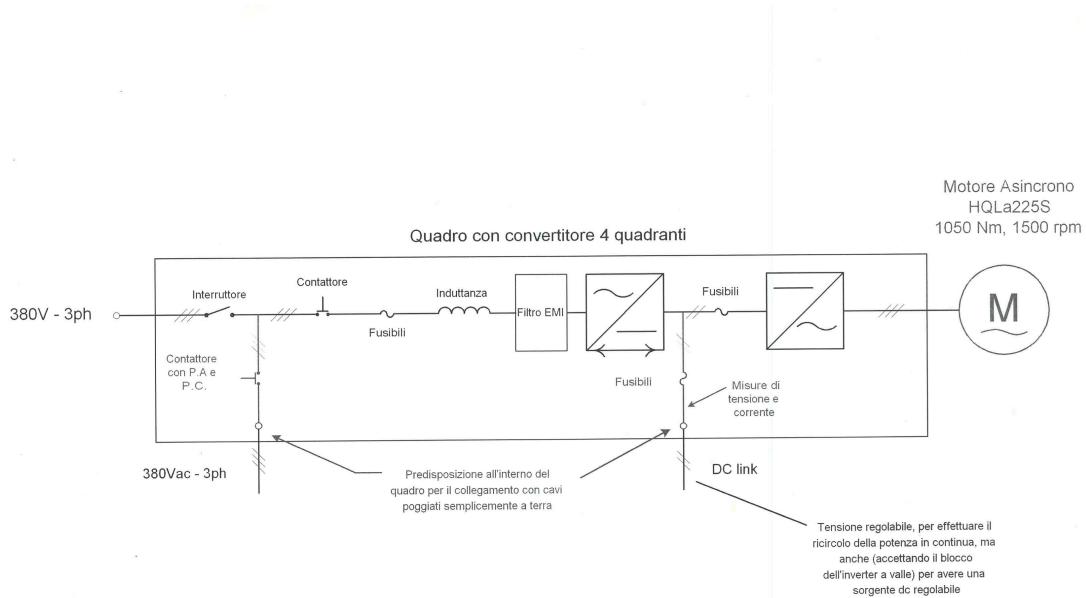


Figura 5.1 Schema unifilare del quadro di alimentazione

Si riportano le caratteristiche dettagliate nella relativa appendice.

L'alimentazione in continua così ottenuta è portata all'inverter attraverso un quadro di distribuzione contenente dei sezionatori e dei voltmetri da pannello. È stata adibita pertanto una postazione vicino il quadro di derivazione in cui sono stati posizionati l'inverter, il computer di interfaccia e gli strumenti di misura.

Gli strumenti di misura usati sono:

- amplificatore di segnale per torsometro: collegato con il torsometro, amplifica e condiziona i segnali di coppia e velocità e li rende disponibili all'analizzatore di potenza
- analizzatore di potenza Yokogawa PZ4000: questo strumento prende in ingresso i segnali di uscita dall'amplificatore da cui si ricava la potenza meccanica erogata, inoltre calcola la potenza elettrica attraverso un'inserzione Aron sulle fasi del motore in prova
- lettore di termocoppie Yokogawa MV200: monitora la temperatura interna della macchina attraverso la lettura delle termocoppie installate

La macchina freno usata è un motore asincrono con $P_n = 160 \text{ kW}$, $\omega_n = 1500 \text{ rpm}$ e $T_n = 1000 \text{ Nm}$, il suo azionamento è integrato nel quadro di alimentazione di cui si è parlato prima ed il controllo è stato effettuato attraverso il tastierino numerico.

È stato dunque montato il motore Alpha sul banco di prova. Il motore, flangiato sulla sua base di supporto, è stato vincolato alla base del banco. Successivamente si è proceduto alla calettatura degli alberi dei due motori attraverso dei collettori a superfici troncoconiche. Durante questa operazione è stato necessario assicurarsi della corretta linearità del collegamento degli alberi; un disallineamento seppur piccolo può infatti dar vita a vibrazioni enormi con serio pericolo di tenuta per tutto il sistema oltre che un errore di lettura sul valore di coppia. Sono state effettuate quindi diverse prove per verificare l'assenza di vibrazioni o risonanze e si è intervenuto con piccole regolazioni quando necessario. Dopo aver raggiunto un buon allineamento si sono serrati tutti i bulloni tra base e supporto e serrati definitivamente i collettori degli alberi. È stata tracciata sul collettore una linea con un pennarello indelebile avente l'obbiettivo di monitoraggio del collegamento, questo per rendersi conto qualora vi fosse strisciamento nel funzionamento a coppie molto elevate.

Infine è stato inserito un interruttore automatico da $I_n = 250 \text{ A}$ tra l'uscita dell'inverter e le fasi del motore affinché fosse possibile effettuare prove a vuoto.

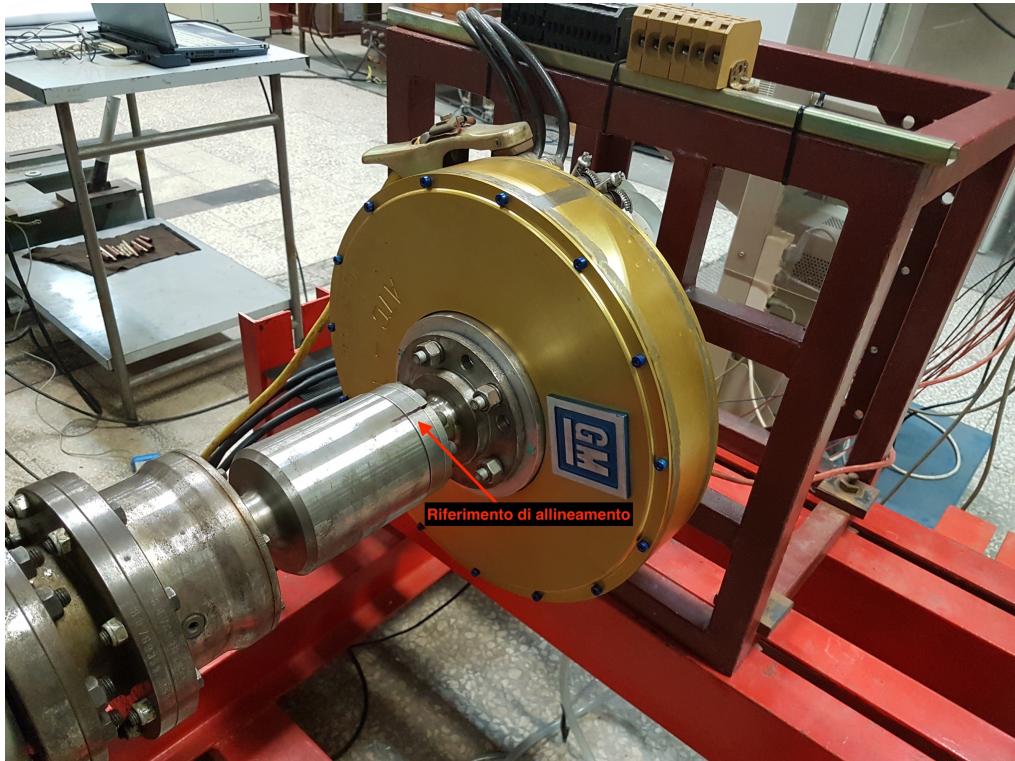


Figura 5.2 Dettaglio riferimento di allineamento sull'albero



Figura 5.3 Setup

6 Le prove da motore

A questo punto è possibile iniziare con la fase di test della macchina nel funzionamento da motore, con l'obiettivo di validare il modello presentato nei capitoli precedenti nonché ricavarne una caratterizzazione completa.

Le prove nel funzionamento da motore sono state eseguite usando acqua come liquido refrigerante alla portata di $Q = 12 \text{ l/min}$ e temperatura di $T_{lr} = 14.7^\circ\text{C}$.

6.1 Prova a vuoto

La prova a vuoto è stata svolta mantenendo aperto l'interruttore sulle fasi della macchina e l'inverter disabilitato; in questo modo è stato possibile leggere il valore concatenato efficace della FEM indotta e la potenza meccanica assorbita.

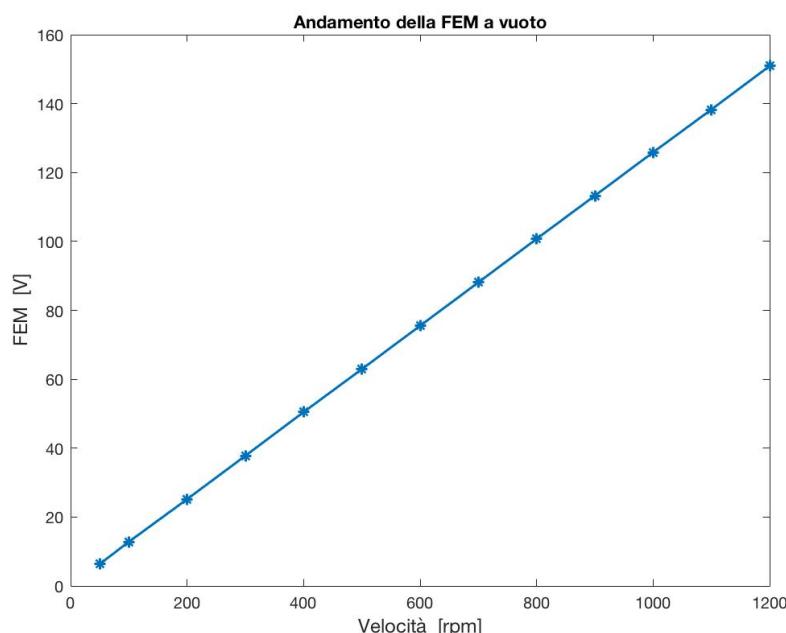


Figura 6.1 FEM indotta nella prova a vuoto

L'andamento della FEM a vuoto risulta perfettamente lineare e indica che la macchina ha una costante di velocità pari a:

$$K_E = 125.76 \frac{mV}{rpm}$$

Ricavare l'andamento della coppia a vuoto è stato più complicato; in primo luogo è stato necessario tenere conto di eventuali errori di misura del torsiometro, soprattutto alle basse velocità dove i bassi valori di coppia sono affetti dalla sensibilità dello strumento. Per eliminare ogni possibile offset nelle letture, si sono eseguite due prove con motore che ruotava in direzioni diverse e se ne è calcolata la media.

L'andamento è il seguente:

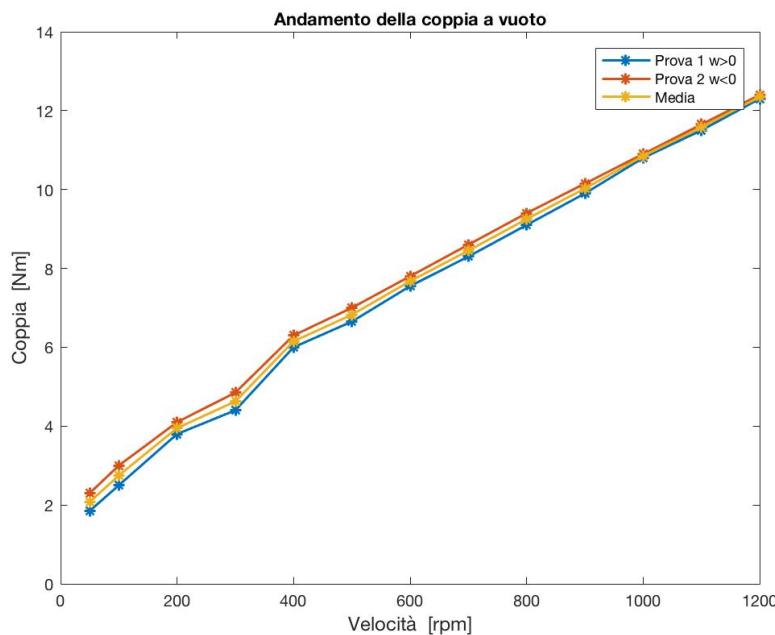


Figura 6.2 Andamento della coppia a vuoto

Il grafico evidenzia la presenza di una non linearità alle basse velocità. Il valore a velocità nulla rappresenta il contributo di coppia dovuto all'isteresi magnetica e all'attrito volvente dei cuscinetti. Questo contributo è importante per la corretta calibratura del torsiometro; in questa procedura è stato necessario infatti muovere alternativamente l'albero per poter scaricare eventualmente le sfere del cuscinetto rimaste in tensione, l'ampiezza delle rotazioni diminuiva fino a che fosse possibile individuare una posizione di equilibrio tra due picchi di cogging. Individuata questa posizione veniva azzerato lo strumento; da questo momento in poi riportando l'albero nella posizione corrispondente a uno dei due picchi di cogging è possibile avere una lettura del valore di coppia resistente a velocità nulla.

Si è trovato un valore di:

$$T_0 = 1.8 \text{ Nm}$$

coerente pertanto con l'andamento del grafico precedente.

Da queste grandezze è possibile pertanto ricavare l'andamento della potenza a vuoto

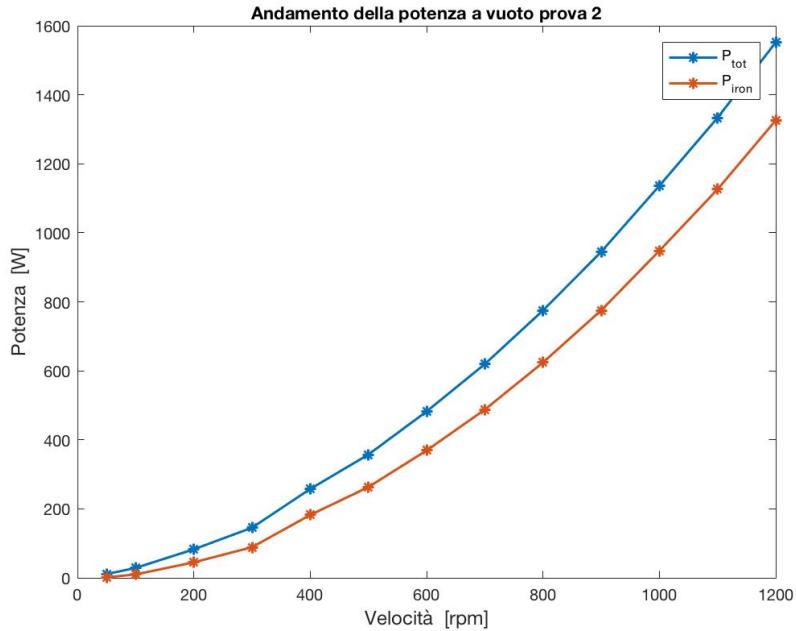


Figura 6.3 Andamento della potenza a vuoto

La potenza persa nel ferro è stata calcolata per differenza con un termine costante proporzionale alla velocità e legato al valore di coppia resistente a vuoto.

6.2 Prove a carico

A questo punto si è provato il motore nel funzionamento a regime permanente su un reticolo di punti. Come si è spiegato nei capitoli precedenti la difficoltà di deflussaggio di questa macchina rende obbligatorio il controllo a tensione crescente, pertanto ci si riferirà a questa condizione. La nuova caratteristica di funzionamento nominale è stata ipotizzata a partire dai risultati delle prove precedenti, le quali già evidenziavano la possibilità di un sovraccarico permanente, e anche dai risultati incoraggianti forniti dal modello termico del motore per una temperatura più bassa del liquido refrigerante.

L'andamento delle temperature atteso ricavato dal modello è stato inoltre particolarmente utile al fine della scelta dell'ordine con cui eseguire le prove. Dovendo infatti attendere per ogni punto il raggiungimento della temperatura di regime era importante eseguire le prove muovendosi su

punti a perdite circa costanti; in questo modo la temperatura di regime era circa costante durante le prove e il tempo di attesa dunque ridotto al minimo.

Il reticolo di punti stabilito per le prove ha come base la velocità calcolata ad intervalli di **200 rpm**, in altezza la coppia calcolata ad intervalli di **50 Nm**. Si riporta un confronto tra gli andamenti stimati dal modello e quelli misurati:

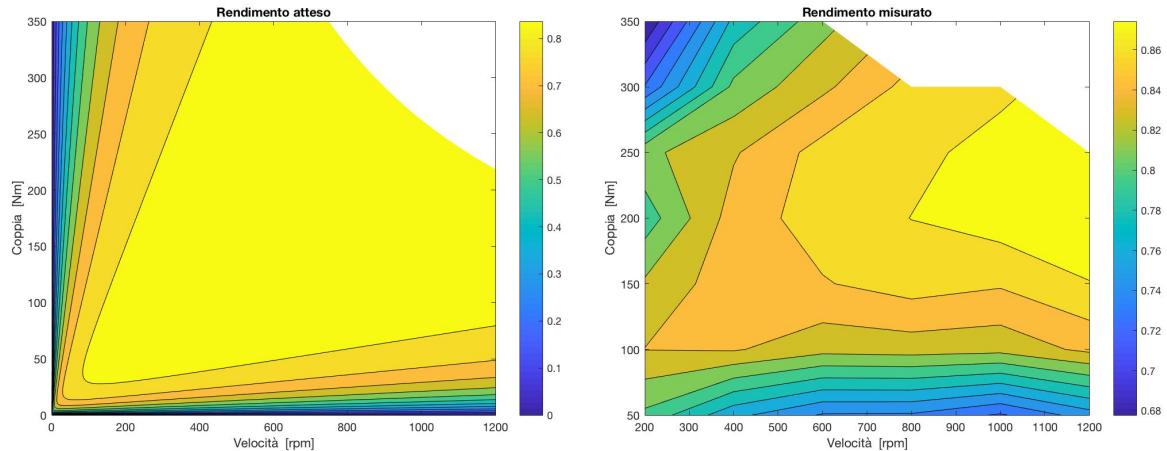


Figura 6.4 Confronto rendimento atteso vs misurato

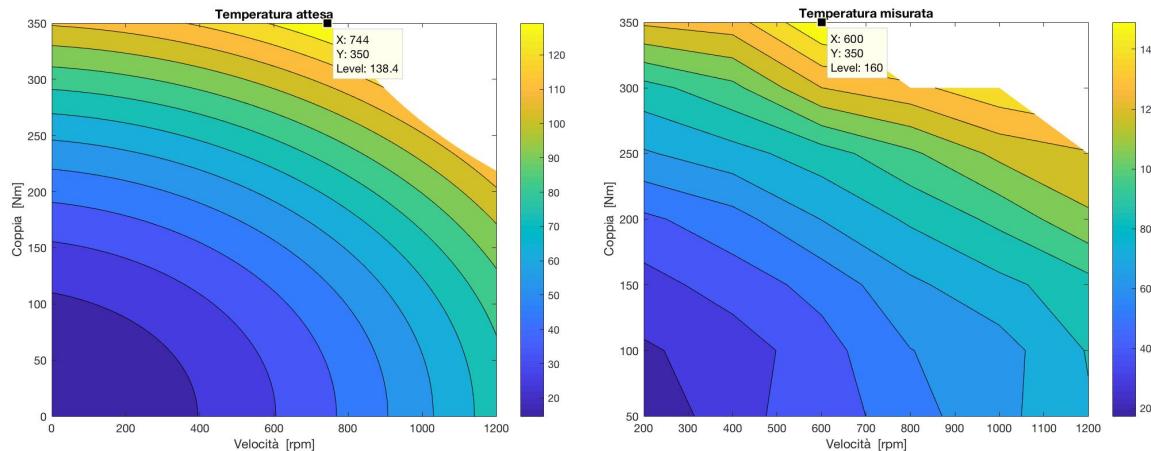


Figura 6.5 Confronto temperature attesa vs misurata

Le grandezze misurate hanno andamento del tutto simile a quello stimato dal modello. Guardando i valori numeri si notano differenze, soprattutto nelle zone ad elevata coppia. Questo fenomeno era del tutto prevedibile ed era stato preannunciato un simile comportamento. Aumentando la coppia infatti aumenta la corrente di fase, questo ha ripercussioni circa le perdite che non potevano essere tenute in conto; l'andamento delle perdite usato nel modello è ricavato dalle prove a vuoto. In presenza di corrente di fase questo andamento cambia, ciò è dovuto alla presenza di perdite addizionali sia nella cintura refrigerante sia ad una diversa distribuzione di campo di

induzione all'interno della macchina. Ciò comporta quindi un calo del rendimento ed un conseguente aumento della temperatura, rispetto a quanto predetto dal modello, nelle zone ad elevata coppia.

È interessante guardare l'andamento delle perdite e la loro composizione, muovendosi in una sola direzione (coppia costante o velocità costante) della caratteristica:

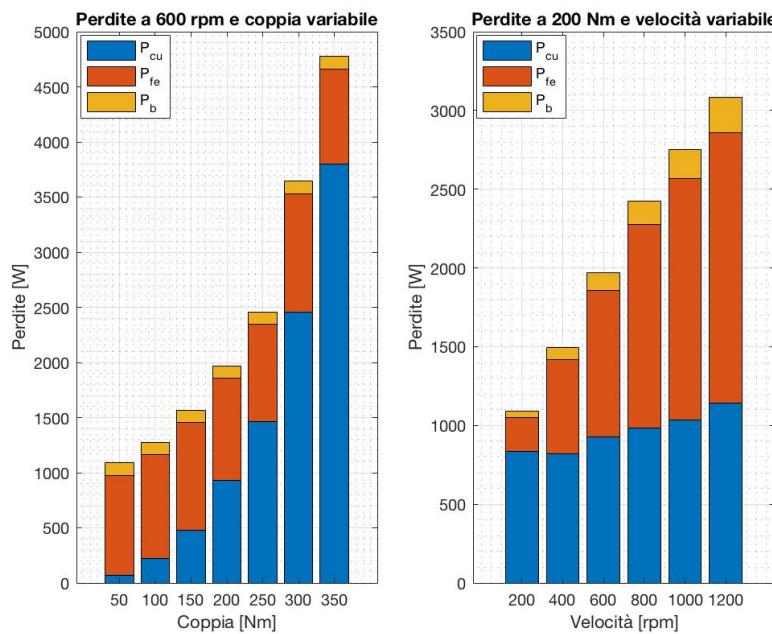


Figura 6.6 Andamento e composizione delle perdite

Muovendosi a velocità costante si nota un aumento quadratico delle perdite per effetto Joule negli avvolgimenti, d'altra parte le perdite nel ferro e per attrito nei cuscinetti rimangono sostanzialmente costanti (le perdite nel ferro sono comunque più alte rispetto al caso a vuoto). Muovendosi in direzione orizzontale invece, a coppia costante, si nota un sostanziale aumento delle perdite nel ferro e per attriti; le perdite negli avvolgimenti invece pur rimanendo la corrente circa costante, continuano a crescere a causa dell'aumento della resistenza di fase dovuto all'aumento della temperatura.

Nel corso di queste prove è stata anche monitorata la temperatura dei magneti attraverso misure indirette. Essendo nota la relazione tra induzione del magnete e temperatura in percentuale, è possibile determinare la sovratemperatura sul magnete misurando l'abbassamento della FEM indotta a vuoto, dopo che la macchina abbia raggiunto la temperatura di regime. Questa prova è stata effettuata quindi durante le prove a carico, dopo che la macchina aveva raggiunto la temperatura di regime, la si sottoponeva rapidamente ad una prova a vuoto, aprendo

l'interruttore sulle fasi (dopo aver tolto coppia). Confrontando il valore di FEM indotta con uno di riferimento alla stessa velocità ma con macchina a temperatura ambiente è stato possibile calcolare la temperatura dei magneti. Per esempio:

$$Vll_{30^\circ C} = 109 V \quad Vll_{120^\circ C} = 102.8 V$$

$$\Delta T = \frac{10^\circ C}{1\%} 5.68\% = 56.8^\circ C$$

$$T_{mag} = T_{ref} + \Delta T = 86.8^\circ C$$

La temperatura trovata è prossima a quella del punto più freddo della macchina, nella condizione esaminata (testate di matassa al diametro esterno).

Infine si è effettuata una prova che mettesse in evidenza l'andamento della corrente in funzione della coppia, a velocità fissata. Tale prova serve ad evidenziare il comportamento non lineare della macchina e quindi per comprendere le condizioni di saturazione del circuito magnetico in funzione della corrente. La prova è stata effettuata alla velocità di **400 rpm**.

L'andamento misurato è il seguente:

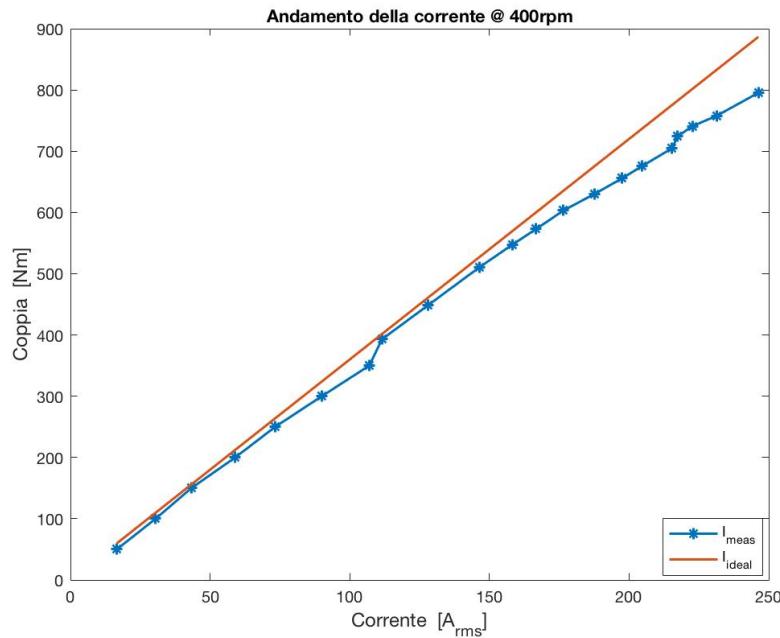


Figura 6.7 Andamento non lineare della corrente

È visibile una leggera non linearità, a partire da circa **250 Nm** all'aumentare della corrente la coppia non cresce linearmente. Questo fenomeno tuttavia non è particolarmente accentuato, questo è probabilmente dovuto al fatto che questa versione di motore non ha le

biette di chiusura delle cave. I risultati sono pertanto incoraggianti, considerato che la coppia massima a cui si è effettuata la prova è del 400% della coppia nominale, ciò significa che il circuito magnetico non è in condizione di saturazione avanzata.

6.3 Prove in sovraccarico

Dopo aver caratterizzato la macchina nei punti di funzionamento nominali e di sovraccarico permanente si sono svolte prove in sovraccarico transitorio.

L'obbiettivo di queste prove è quindi quello di individuare dei cicli di sovraccarico transitorio sopportabili dalla macchina.

La prima prova effettuata consisteva nel partire da macchina funzionante a potenza nominale ($200 \text{ Nm} - 750 \text{ rpm}$) e a temperatura di regime di circa 80°C .

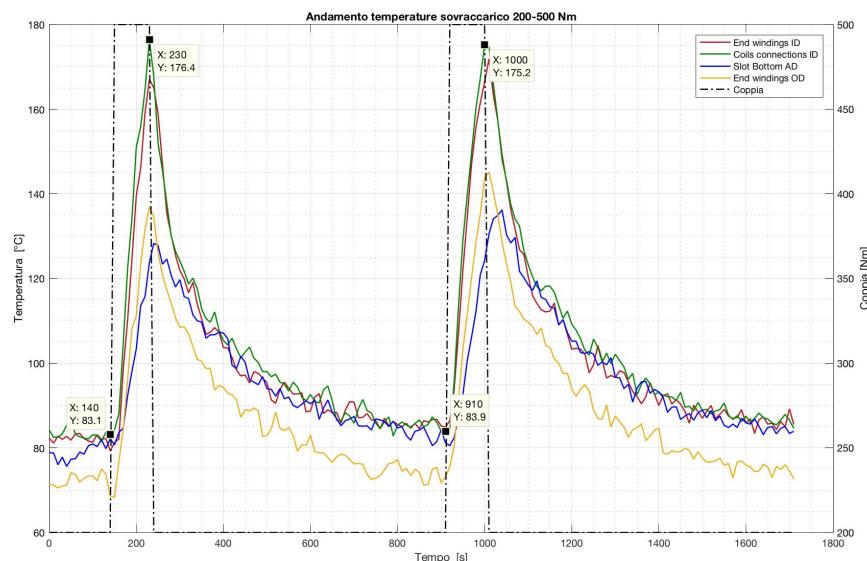


Figura 6.8 Sovraccarico da macchina calda

Questa prova mette in evidenza la possibilità di sovraccaricare la macchina con una coppia del 250 % della nominale per un tempo di $1 \text{ min e } 30 \text{ s}$ ogni $10 \text{ min e } 40 \text{ s}$. Questa prestazione è significativa perché può far riferimento ad una situazione di marcia a velocità di circa 90 km/h a partire dalla quale si vuole un incremento di prestazione per poter effettuare un sorpasso (in realtà in questo caso la velocità rimane costante, tuttavia è comunque significativo conoscere questo andamento) oppure per

poter mantenere costante la velocità anche durante il superamento di una pendenza.

Le due prove successive invece sono state effettuate a partire da macchina fredda, in particolare sono state svolte dopo aver lasciato regimare il

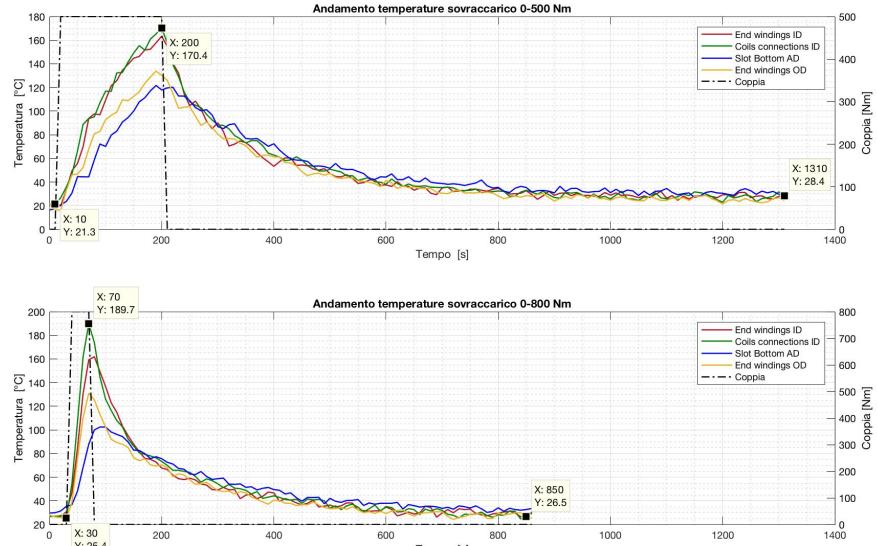


Figura 6.9 Sovraccarico da macchina fredda

motore in tutti i punti (stator, magneti, rotori) alla temperatura ambiente.

La prova è stata ripetuta per due condizioni di sovraccarico, rispettivamente **500 Nm** e **800 Nm** a partire da coppia nulla. Si riportano i dati di tutte le prove nella tabella seguente:

	T [Nm]	t [min]	d	P _{loss} [kW]	η
Prova 1 off	200	10.66		2,5	86,81%
Prova 1 on	500	1.5	12.32%	6,157	77,63%
Prova 2 off	0	18		0,260	0
Prova 2 on	500	3.167	14,96%	6.157	77,63%
Prova 3 off	0	13		0,260	0
Prova 3 on	800	0.5	4,87%	18.47	64,33%

Tabella 6.1 Risultati prove in sovraccarico

Il ciclo studiato nella prova 1 è molto interessante per via del fatto che si parte da una condizione di funzionamento nominale ed evidenzia una buona capacità di smaltimento termico da parte della carcassa. Il tempo di sovraccarico e più specificamente il duty cycle sono tali da poter associare questa condizione ad una guida extraurbana del veicolo. La prova 2 invece dal punto di vista dinamico nella fase di ON è del tutto equivalente dalla prova precedente, a meno naturalmente della temperatura di equilibrio di partenza. Tuttavia è interessante notare dall'andamento delle temperature che il tempo di sovraccarico è sufficientemente lungo da permettere alla temperatura della macchina di aumentare in più punti e non solo nelle zone più vicine alle fonti di calore. Nella prova 3 infatti si nota come ci sia più separazione tra gli andamenti delle temperature nei punti meglio raffreddati (Slot Bottom AD e End windings OD). D'altra parte le prove 2 e 3 sono utili per valutare i tempi di raffreddamento; questi risultano essere più lunghi per via del fatto che l'andamento del transitorio diventa più lento nella parte finale e bisogna attendere il raggiungimento della temperatura di equilibrio precedente al sovraccarico.

7 Considerazioni finali

Le prove mettono in evidenza le potenzialità di sovraccarico permanente della macchina la quale può funzionare continuativamente alla potenza di **31.4 kW** (**300 Nm - 1000 rpm**) ovvero un sovraccarico del **100%**. Il prezzo di tale sovraccarico è il funzionamento ad un rendimento inferiore al nominale e dunque a temperature più elevate. I **160 °C** raggiunti sono una condizione di limite (la massima temperatura sopportabile dagli avvolgimenti è **180 °C**) e in questo funzionamento non sarebbe possibile sottoporre la macchina ad ulteriori cicli di sovraccarico transitorio. Bisogna inoltre avere a disposizione un sistema di raffreddamento funzionante a temperatura sensibilmente più bassa di quanto ipotizzato in fase progettuale e con portate maggiori. Altra conseguenza del funzionamento in questi punti è naturalmente il sovraccarico del convertitore, il quale in seguito all'elevata corrente a cui funziona e del metodo di controllo, deve fornire una tensione sensibilmente diversa a quella necessaria nel funzionamento nominale e più in generale funziona ad un fattore di potenza più basso. Come è noto dalla teoria un vantaggio dei motori elettrici è la possibilità di sovraccarico ben oltre le prestazioni nominali; in particolare poi per quanto detto sulle macchine a magneti permanenti superficiali, queste hanno caratteristiche sfavorevoli per ciò che riguarda il funzionamento in deflussaggio a causa della bassa induttanza di macchina. Il basso valore di induttanza d'altra parte, rende possibile il funzionamento in sovraccarico senza eccessivo consumo di potenza reattiva; nel campo di valori nominali di funzionamento infatti la caduta di tensione induttiva è bassa e la tensione comandata risulta praticamente in fase con la FEM a vuoto. Nelle macchine molto deflussabili invece, essendo più alto il valore di induttanza rende molto difficile il sovraccarico a causa del drastico peggioramento del fattore di potenza; in queste macchine quindi la maggiore deflussabilità è pagata con la perdita di capacità di sovraccarico.

Nel caso in questione dunque il sovraccarico è accettato maggiormente dal motore, tuttavia l'inverter ed in generale i convertitori statici, non possono essere sovraccaricati per loro natura e pertanto devono essere dimensionati per le condizioni di funzionamento peggiori.

Si riportano a dimostrazione di quanto detto i diagrammi fasoriali in alcune condizioni di carico, costruiti per la prima armonica:

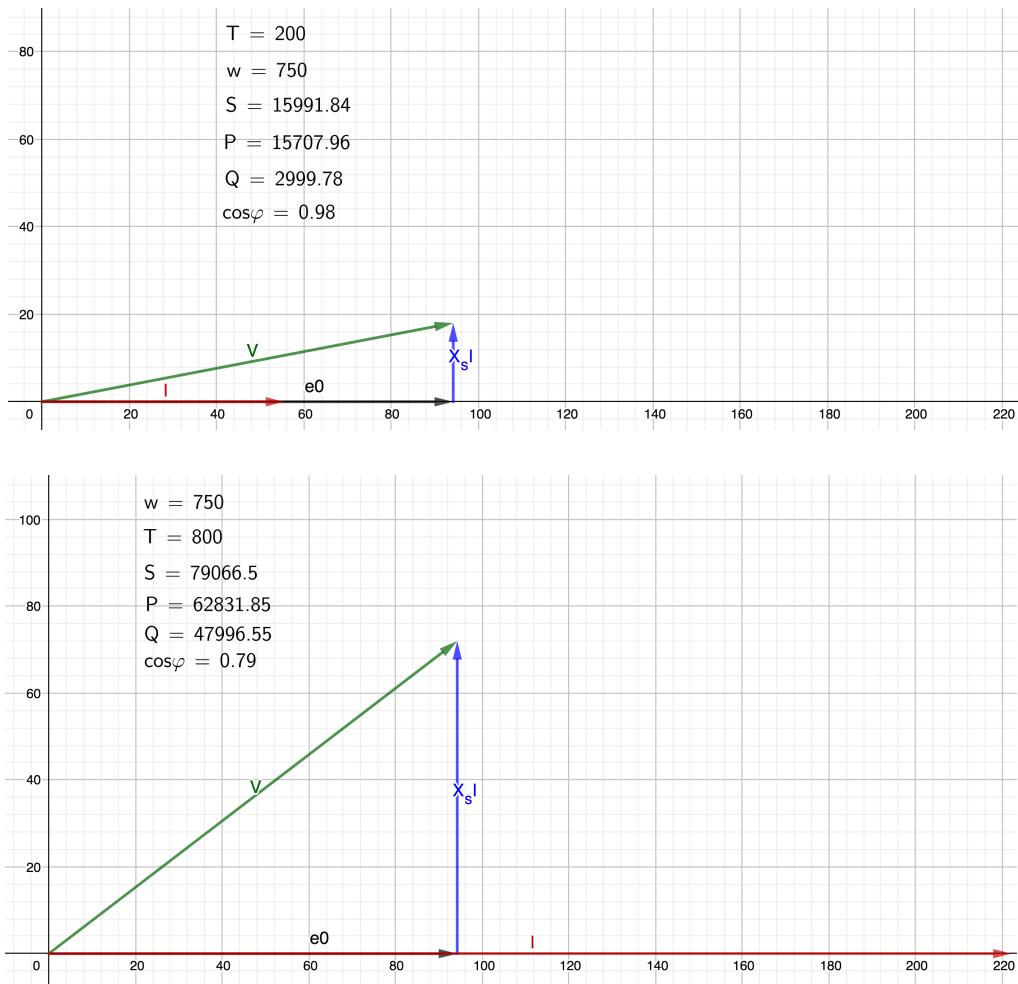


Figura 7.1 Diagrammi fasoriali a carico

Questi primi due andamenti mostrano un confronto tra le grandezze di alimentazione in forma vettoriale, nella condizione nominale e in sovraccarico del 400%. Il fattore di potenza dipende strettamente dalla caduta di tensione induttiva e dunque dalla coppia; peggiorando il fattore di potenza il convertitore deve sopportare alla richiesta di potenza reattiva del motore ed il suo dimensionamento deve tenerne conto. Le specifiche da indicare per un azionamento con questo obiettivo riguardano il valore efficace della tensione concatenata in uscita (strettamente legato a quello della tensione del link in continua), il valore efficace della corrente erogabile e la frequenza elettrica delle grandezze. La prima armonica della tensione di alimentazione dipende come detto dalla FEM a vuoto e dalla caduta induttiva; guardando la caratteristica al limite termico di regime permanente, il punto più gravoso è quello a $\omega = 1200 \text{ rpm}$, $T = 250 \text{ Nm}$ per il quale è necessaria una tensione pari a:

$$V_{ll} = 263 \text{ V}$$

e dunque la tensione di link minima:

$$V_{dc} > 430 \text{ V}$$

La corrente massima sarà funzione della massima coppia di sovraccarico, tenendo conto della non linearità:

$$I_{\max} = 250 \text{ A}$$

Da notare come nel caso in esame il vincolo in tensione è stato individuato dal punto di funzionamento a velocità più alta, in realtà un altro funzionamento critico sarebbe potuto essere quello con coppia del 400%; in quel caso la caduta induttiva è circa 1 p.u. ed è solo grazie alla bassa velocità a cui avviene il sovraccarico che non sia più vincolante.

L'inverter adoperato soddisfa a pieno tali requisiti lavorando alla peggio ad un quinto della potenza apparente nominale, tuttavia è importante precisare che tale azionamento è destinato ad uso industriale. Riuscire ad ottenere da un azionamento per uso automobilistico le stesse prestazioni è sicuramente più difficile e bisogna anche considerare il sistema di raffreddamento differente.

Dalle prove in sovraccarico inoltre è stato possibile ricalcolare la costante di tempo nel funzionamento da motore, e si è trovato un valore di:

$$\tau_{mot} = 160 \text{ s}$$

valore questo sensibilmente più basso rispetto al caso da generatore, probabilmente a causa della differente distribuzione delle perdite. Nel funzionamento da generatore sono assenti in primo luogo le armoniche di commutazione del convertitore, inoltre le prove di sovraccarico in tale modalità sono state eseguite con la macchina in corto circuito; è ragionevole pertanto attribuire questa differenza al fatto che a parità di perdite, nel funzionamento da motore il nucleo di statore sarà soggetto ad un riscaldamento maggiore e dunque la temperatura interna del motore risponderà più velocemente ed uniformemente alle variazioni di potenza dissipata.

Al fine di dimostrare la bontà del modello dinamico si riportano gli andamenti delle ultime due prove, sovrapposti a quello predetto dal modello.

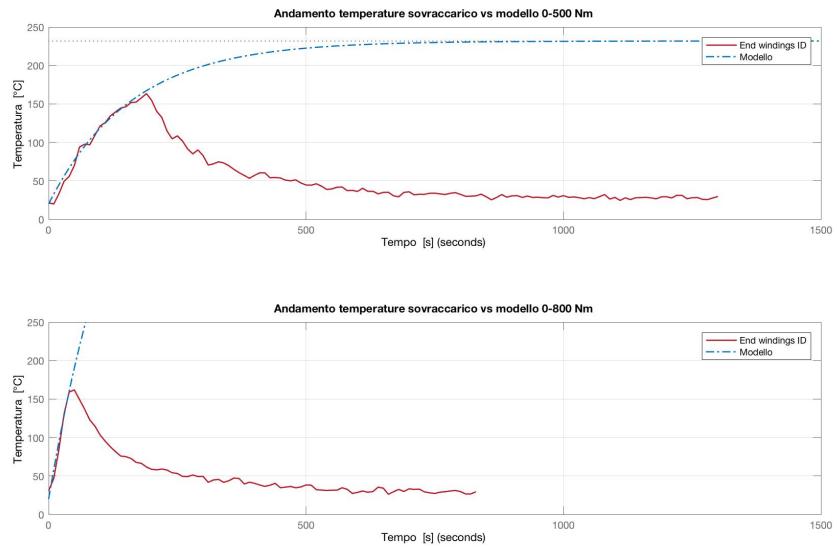


Tabella 7.1 Verifica del modello dinamico

Il modello quindi può essere usato per valutare l’andamento della temperatura durante una particolare condizione di funzionamento e ipotizzare quindi cicli di sovraccarico basati su i profili di guida di riferimento e caratterizzare quindi dal punto di vista energetico la macchina in condizioni reali. A questo proposito potrebbe essere interessante valutare dei cicli di sovraccarico in cui si parta da una condizione di regime (vedi prova 1) e si effettui il raffreddamento a coppia nulla (prove 2 e 3); in questo modo si può aumentare il duty cycle di sovraccarico rispetto ai cicli esaminati. Altro sviluppo futuro può essere quello individuare dal modello dei parametri per un ciclo di guida standard e testare il motore al banco preparato.

8 Bibliografia

- Ehsani, M., Gao, Y., & Emadi, A. (2015). *Modern Electric, Hybrid Electric and Fuel Cell Vehicles*. CRC Press.
- Gefran spa. (s.d.). *SIEIDrive XVy-EV Startup guide, specification and installation*. Ativa.
- HEIDENHAIN CORPORATION. (s.d.). *Rotary Encoders*. Tratto da https://www.heidenhain.com/en_US/
- Krause, P. C., Wasynczuk, O., & Sudhoff, S. D. (s.d.). *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems*. Wiley Inter-Science.
- Rahman, K., Patel, N., Ward, T., Nagashima, J., Caricchi, F., & Cressimbini, F. (2006). Application of Direct-Drive Wheel Motor for Fuel Cell Electric and Hybrid Electric Vehicle Propulsion System. *IEEE Transactions on Industry Applications*.

Appendice I. Il motore Alpha

Specifiche tecniche del motore

Appendix - Alpha1-0 Prototype Characteristics.

	<i>DESIGN PERFORMANCE</i>	<i>AS BUILT PERFORMANCE</i>
Nominal Power [kW] @ 750 rev/min	15.7	15.7
Base Speed [rev/min]	750	750
Max Speed [rev/min]	1200	1200
Peak Power [kW]	25	25
Rated Torque [N-m]	200	200
Peak Torque [N-m]	500	500
Nominal Frequency (@ 750 rev/min) [Hz]	187.5	187.5
Max Frequency (@ 1200 rpm) [Hz]	300	300
Number of poles	30	30
Number of phases	3	3
Phase Connection	Star	Star
Line-to-line Voltage (@ 750 rpm, 15.7 kW) [Vrms]	161.4	165
Phase E.M.F. (@ 750 rpm) [Vrms]	93.2	95
Rated Current (@ 200 Nm) [Arms]	56.2	55
Peak Current (@ 500 Nm) [Arms]	140	138
Power Factor (@ 750 rpm, 15.7 kW) [W]	0.988	0.98
Iron Power Loss (@ 187.5 Hz) [W]	130	685
Joule Power Loss [W] (@ 200 Nm and 120°C winding temperature)	922	870
Overall Power Loss (@ 15.7 kW) [W]	1052	1555
Efficiency (@ 750 rpm, 15.7 kW)	93.7%	90.1%
Iron Power Loss (@ 300 Hz) [W]	275	1609
Joule Power Loss [W] (@ 500 Nm and 120°C winding temperature)	5763	5440

	<i>DESIGN DIMENSIONS</i>	<i>AS BUILT DIMENSIONS</i>
STATOR		
1 - Slotted Toroidal Core		
• Core OD	342 mm	342 mm
• Core ID	260 mm	260 mm
• Core overall axial thickness	33 mm	33 mm
• Core yoke axial thickness	11 mm	11 mm
• Core teeth axial thickness	11 mm	11 mm
• Thickness of core iron sheet	0.30 mm	0.30 mm
• Specific iron power loss (@ 50 Hz, 1 T)	0.5 W/kg	0.5 W/kg
• Pole pitch @ OD	35.8 mm	35.8 mm
• Pole pitch @ ID	27.2 mm	27.2 mm
• Number of slots	180 (90 x 2)	180 (90 x 2)
• Number of slots per pole, per phase	1	1
• Slot Width	6 mm	6 mm
• Slot Depth	11 mm	11 mm
• Slot Radial Length	41 mm	41 mm
• Slot Cross Section Area	66 mm ²	66 mm ²
• Tooth Width @ OD	5.9 mm	5.9 mm
• Tooth Width @ ID	3.0 mm	3.0 mm
• Mass of Core Yoke	3.28 kg	3.270 kg
• Peak Flux Density in the Core Yoke	1.7 T	1.7 T
• Mass of Core Teeth	2.82 kg	2.815 kg
• Peak Flux Density in the Core Teeth	2.0 T	2.0 T
• Overall Mass of the Core	6.10 kg	6.085 kg
2 - Winding		
• Number of coils	90	90
• Number of turns per coil	6	6
• Number of coils per slot	1	1
• Number of coils in series per phase	30	30
• Number of turns in series per phase	180	180
• Number of paralleled paths per phase	1	1
• Wire dimensions	5 mmx1.4 mm	5 mmx1.4 mm
• Wire cross-section	7 mm ²	7 mm ²

• Thickness of wire insulation	0.1 mm	0.1 mm
• Turn average length	0.16 m	0.156 m
• Length of each winding phase	28.8 m	28.15 m
• Electrical resistance per phase (@120 °C)	98 mΩ	95.8
• Winding overall mass (three phases)	5.7 kg	5.600 kg
• Current density	8 A/mm ²	8 A/mm ²
3 – Magnetic Wedges		
• Width	-	-
• Thickness	-	-
• Length	-	-
• Material	-	-
• Mass	-	-
4 – Epoxy Resin		
• Type (Emerson & Cuming)	STYCAST 2850MT	STYCAST 2850MT
• Density	2.7 g/cm ³	2.7 g/cm ³
• Service temperature	205 °C	205 °C
• Thermal Conductivity	1.9 W/m K	1.9 W/m K
• Coefficient of linear thermal expansion	25 x 10 ⁻⁶ K ⁻¹	25 x 10 ⁻⁶ K ⁻¹
AIRGAP		
• Stator-Rotor clearance	2 mm	2 mm
• Peak flux density	0.73 T	0.73 T
• Average flux density	0.59 T	0.59 T
ROTOR		
4 – Magnets		
• Material	SC 30 UH	SC 30 UH
• Remanence @ working temperature	1.1 T	1.1 T
• Coercitive field	824 kA/m	824 kA/m
• Flux density @ working B-H curve point	0.73 T	0.73 T
• Number of magnets (2 discs)	60	60
• Magnet height (radial direction)	50 mm	50 mm
• Magnet width (@ average radius)	25.6 mm	25.6 mm
• Magnet thickness (axial direction)	5 mm	5 mm

• Magnet surface area	10.5 cm ²	10.5 cm ²
• Magnet mass	47 g	47 g
• Overall mass of magnets	2.820 kg	2.820 kg

5 - Discs

• Material	Armco	Armco
• Peak flux density	1.56 T	1.56 T
• Overall mass (2 discs)	5.554 kg	5.554 kg

Appendice II. Encoder

Si è usato un encoder sinusoidale ROD1080 sin 1V_{PP} 5V della Heidenhain.
Si riportano le caratteristiche

ROD 1000 Series

- Rotary encoders for separate shaft coupling
- Compact dimensions
- Synchro flange



	Incremental													
	ROD 1020				ROD 1030			ROD 1080						
Incremental signals	<input checked="" type="checkbox"/> TTL				<input checked="" type="checkbox"/> HTL			~ 1 V _{PP} ¹⁾						
Line counts*	100	200	250	360	400	500	720	900						
	1000	1024	1250	1500	2000	2048	2500	3600						
Cutoff freq. -3 dB Scanning frequency Edge separation <i>a</i>	– ≤ 300 kHz ≥ 0.43 µs	– ≤ 160 kHz ≥ 0.78 µs	– ≤ 160 kHz ≥ 0.78 µs	– ≤ 160 kHz ≥ 0.78 µs	– ≤ 160 kHz ≥ 0.78 µs	– ≤ 160 kHz ≥ 0.78 µs	– ≤ 160 kHz ≥ 0.78 µs	≥ 180 kHz – –						
Power supply* Current consumption without load	5 V ± 10% ≤ 150 mA	10 to 30 V ≤ 150 mA	10 to 30 V ≤ 150 mA	5 V ± 10% ≤ 150 mA	10 to 30 V ≤ 150 mA	10 to 30 V ≤ 150 mA	5 V ± 10% ≤ 150 mA	5 V ± 10% ≤ 150 mA						
Electrical connection*	Cable 1 m/5 m, with or without coupling M23													
Max. cable length	100 m				150 m									
Shaft*	Solid shaft D = 4 mm													
Mechanically permissible speed	10000 rpm													
Starting torque	≤ 0.001 Nm (at 20 °C)													
Moment of inertia of rotor	0.45 · 10 ⁻⁶ kgm ²													
Shaft load	Axial 5 N Radial 10 N at shaft end													
Vibration 55 to 2000 Hz Shock 6 ms	≤ 100 m/s ² (EN 60068-2-6) ≤ 1000 m/s ² (EN 60068-2-27)													
Max. operating temperature	100 °C	70 °C			100 °C	70 °C								
Min. operating temperature	Fixed cable: –40 °C Moving cable: –10 °C													
Protection EN 60529	IP 64													
Weight	Approx. 0.09 kg													

Bold: These preferred versions are available on short notice

* Please indicate when ordering

¹⁾ Restricted tolerances: Signal amplitude 0.8 to 1.2 V_{PP}

Interfaces

$\sim 1 \text{ V}_{\text{PP}}$ Incremental Signals

HEIDENHAIN encoders with $\sim 1 \text{ V}_{\text{PP}}$ interface provide voltage signals that can be highly interpolated.

The sinusoidal **incremental signals A and B** are phase-shifted by 90° elec. and have an amplitude of typically 1 V_{PP} . The illustrated sequence of output signals—with B lagging A—applies for the direction of motion shown in the dimension drawing.

The **reference mark signal R** has a usable component G of approx. 0.5 V . Along with the reference mark, the output signal can be reduced by up to 1.7 V to an idle level H. This must not cause the subsequent electronics to overdrive. At the lowered signal level, signal peaks can also appear with the amplitude G.

The data on **signal amplitude** apply when the power supply given in the specifications is connected to the encoder. They refer to a differential measurement at the 120 ohm terminating resistor between the associated outputs. The signal amplitude decreases with increasing frequency. The **cutoff frequency** indicates the scanning frequency at which a certain percentage of the original signal amplitude is maintained:

- -3 dB cutoff frequency:
70 % of the signal amplitude
- -6 dB cutoff frequency:
50 % of the signal amplitude

Interpolation/resolution/measuring step
The output signals of the 1 V_{PP} interface are usually interpolated in the subsequent electronics in order to attain sufficiently high resolutions. For **velocity control**, interpolation factors are commonly over 1000 in order to receive usable velocity information even at low speeds.

Measuring steps for **position measurement** are recommended in the specifications. For special applications, other resolutions are also possible.

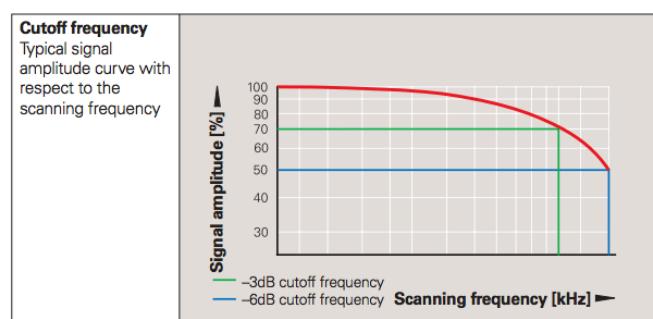
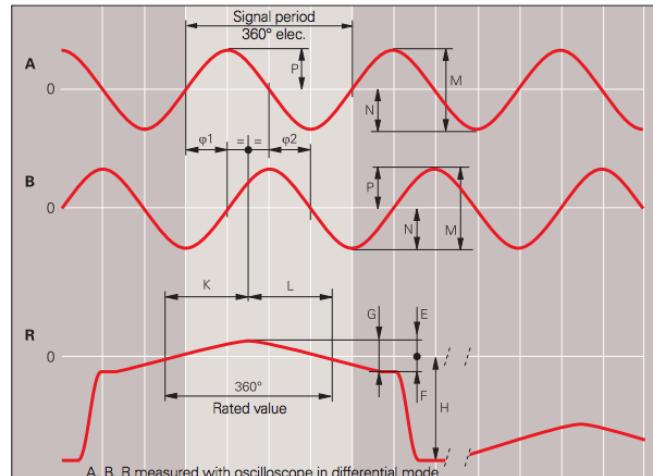
Short circuit stability

A temporary short circuit of one output to 0 V or 5 V does not cause encoder failure, but it is not a permissible operating condition.

Short circuit at	20°C	125°C
One output	< 3 min	< 1 min
All outputs	< 20 s	< 5 s

Interface	Sinusoidal voltage signals $\sim 1 \text{ V}_{\text{PP}}$	
Incremental signals	2 sinusoidal signals A and B	
	Signal level M:	0.6 to $1.2 \text{ V}_{\text{PP}}$; typically 1 V_{PP}
	Asymmetry P – N /2M:	≤ 0.065
	Amplitude ratio M_A/M_B :	0.8 to 1.25
	Phase angle $ \varphi_1 + \varphi_2 /2$:	$90^\circ \pm 10^\circ$ elec.
Reference mark signal	1 or more signal peaks R	
	Usable component G:	0.2 to 0.85 V
	Quiescent value H:	0.04 V to 1.7 V
	Switching threshold E, F:	$\geq 40 \text{ mV}$
	Zero crossovers K, L:	$180^\circ \pm 90^\circ$ elec.
Connecting cable	HEIDENHAIN cable with shielding	
Cable lengths	PUR [4(2 x 0.14 mm^2) + (4 x 0.5 mm^2)]	
Propagation time	Max. 150 m distributed capacitance 90 pF/m	
	6 ns/m	

Any limited tolerances in the encoders are listed in the specifications.

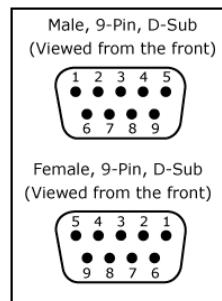


Pinout connettore D-SUB 9 maschio giunto lato encoder

Pin	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Segnale	A.	B ₊	A ₊	Z	0V	B.	NC	Z ₊	5V
Colore	Green	Gray	Brown	Black	W/G	Pink		Red	B/G

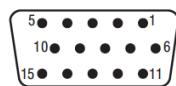
Pinout connettore D-SUB 9 femmina giunto lato inverter

Pin	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Segnale	A.	B ₊	A ₊	Z	0V	B.	NC	Z ₊	5V
Colore	Yell	Blue	Purp	Green	Black	White		Brown	Red



Pinout connettore D-SUB15 maschio porta XE inverter

Pin	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Segnale	B.	NC	Z ₊	Z	A ₊	A	0V	B ₊	5V
Colore	White		Brown	Green	Purp	Yell	Black	Blue	Red



Gli schermi dei cavi sono connessi al coperchio del connettore, l'encoder è isolato elettricamente dalla carcassa dal motore.

Configurazione su GF-eXpress

Inverter acceso e disabilitato

PARAMETER -> ENCODER PARAM ->

IPA20007 MOT ENC SOURCE -> (1) XE Main Encoder

IPA20008 SPD-POS ENC SOURCE -> (0) Same as motor

IPA20010 XE ENC TYPE -> (9) Only Ana Inc Trk

IPA20011 XE ENC PPR -> 1024

IPA20012 XE ENC SUPPLY -> (0) 5.2V

IPA20036 AUX ENC TYPE -> (0) Off

PARAMETER -> ENCODER PARAM -> ENC EXP BOARD

IPA20040 ABS1 ENC TYPE -> (0) Off

PARAMETER -> ENCODER PARAM -> ENC MOTOR RATIO

IPA20077 ENCODER RATIO ENABLE -> (0) Disable

Appendice III. Inverter

Configurazione base GE-eXpress da effettuare prima di ogni utilizzo con nuovo motore. Inverter acceso e disabilitato.

Configurare la sezione encoder come indicato nella sezione precedente

PARAMETER -> MOTOR DATA

IPA20002 MOTOR POLES-> Numero di poli

IPA20001 MOT NOMINAL CURR -> Corrente nominale del motore

IPA18360 MOT NOM K TORQUE -> (9) K_T

PARAMETER -> MOTOR DATA -> MOTOR PARAM

IPA18313 LKG INDUCTANCE -> Induttanza di macchina

PARAMETER -> MOTOR DATA -> MOTOR OVERLOAD

IPA20081 MOTOR OVL CURRENT -> (0) Disable

PARAMETER -> DRIVE CONFIG

IPA20050 MAINS VOLTAGE -> Da scegliere in base all'alimentazione

IPA20000 DRIVE MAX CURR -> Corrente massima erogata al motore

Phasing

Procedura per azzerare il riferimento angolare, da effettuare prima dell'utilizzo con ogni nuovo motore. Durante questa procedura l'albero del motore compie delle rotazioni. ASSICURARSI CHE SIA LIBERO DI RUOTARE, se collegato al banco, mantenere disabilitato il controllo del freno

PARAMETER -> TUNING

IPA18140 APPLICATION SEL -> (2) Phasing (reset drive necessario)

Per far partire la procedura fornire il comando di Enable. Al termine quando l'albero si blocca, SALVARE I PARAMETRI MANTENENDO IL DRIVE ABILITATO, quindi disabilitare. In questa procedura viene fornita al motore una rampa di corrente fino al valore nominale, assicurarsi pertanto di aver impostato correttamente i parametri relativi. Infine

PARAMETER -> TUNING

IPA18140 APPLICATION SEL -> (0) Basic (reset drive necessario)

Controllo

Per passare ad una modalità di controllo selezionare quella desiderata in

PARAMETER -> DRIVE CONFIG

IPA20023 CONTROL MODE -> Da scegliere in base all'applicazione (reset drive necessario)

Comandi

I comandi di coppia o velocità possono essere forniti attraverso il software, il tastierino numerico e hardware dedicato. Per poter fornire i comandi attraverso hardware bisogna impostare i parametri relativi agli input analogici; ce ne sono due, i pin da utilizzare sono visibili attraverso lo schema fig. 7.2.3 pag. 93 del manuale.

PARAMETER -> ANALOG INPUT

IPA20300 ANALOG INP 0 SEL

IPA20301 ANALOG INP 1 SEL

Per ogni ingresso che si decide di usare controllare parametri nelle sottosezioni:

PARAMETER -> ANALOG INPUT -> ANALOG INPUT 0

PARAMETER -> ANALOG INPUT -> ANALOG INPUT 1

Quando si usano gli ingressi analogici, il controllo software non è attivo sulle stesse grandezze.

Limitazioni

È opportuno controllare ed impostare opportune limitazioni su coppia e velocità in base al funzionamento.

PARAMETER -> SPEED

IPA20003 FULL SCALE SPEED -> Velocità di fondo scala per ingresso analogico (non serve se non si usa l'ingresso analogico)

IPA21204 POS SPEED LIMIT -> Limite di velocità positivo

IPA21205 NEG SPEED LIMIT -> Limite di velocità negativo

PARAMETER -> TORQUE

IPA22002 TORQUE MODE

IPA22004 MAX POS TORQUE -> Limite di coppia positivo

IPA22005 MAX NEG TORQUE -> Limite di coppia negativo

IPA22009 TRQ SPEED LIMIT -> Se in modalità *Torque Limited*, subentra questo limite di velocità se la coppia è eccessiva

Deflussaggio

Il deflussaggio è inserito nel loop di regolazione della tensione. Per impostarlo, configurare i parametri:

PARAMETER -> FLUX

IPA18320 MAX DEFLUX CURR -> Massima corrente diretta Id

IPA18321 USER VLT MAX LIM -> Tensione di uscita a cui parte il deflussaggio

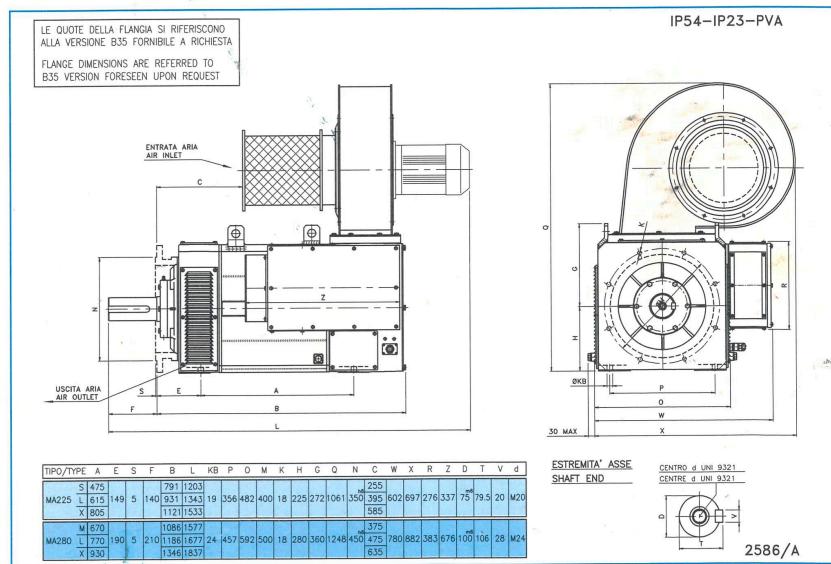
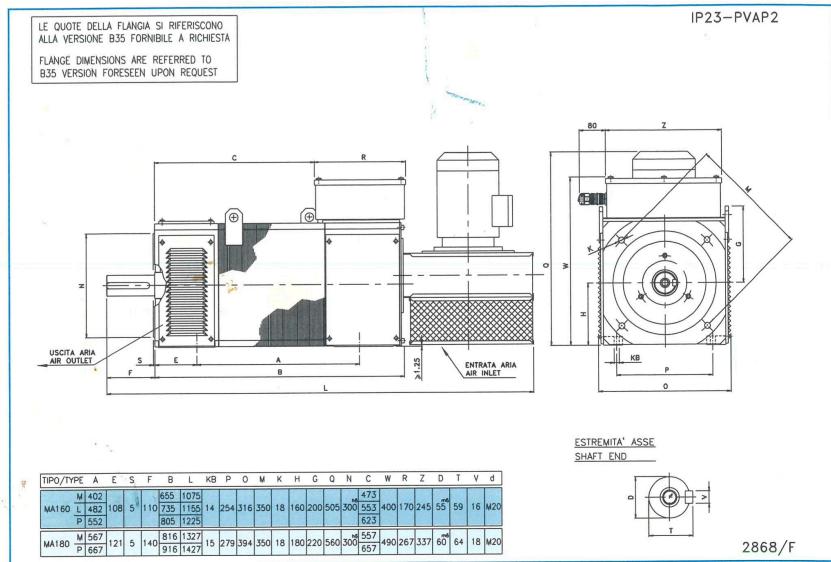
Appendice IV. Quadro e motore asincrono

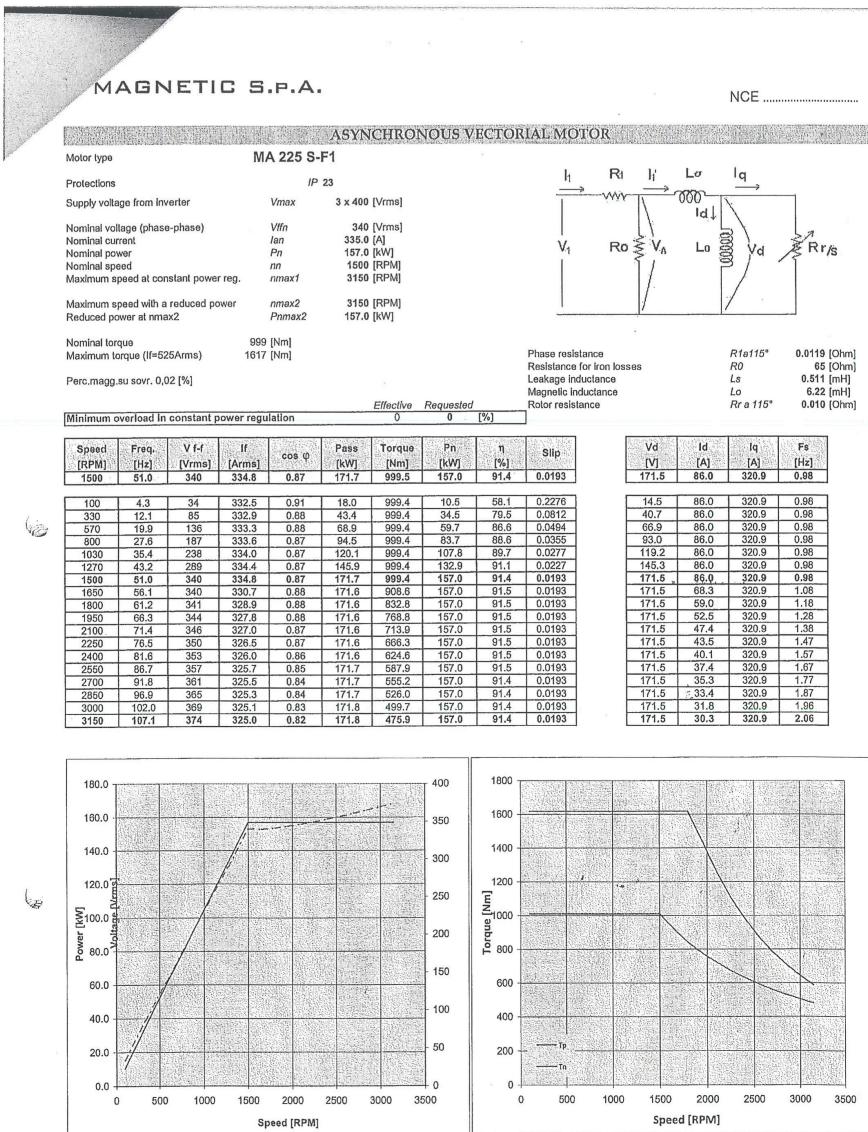
Gefran Spa

Sede legale	Cap. Soc. € 14.400,00 i.v.	N. Mecc. BS 016227	Drive & Motion Control Unit	Tel. +39 02 96760 1
Via Sebina, 74	Reg. Imprese Brescia	C.F. 03032420170	Via Carducci, 24	Fax +39 02 9682653
25050 Probaglio d'Iseo (BS)	03032420170	P.IVA (TVA-VAT-MWS)	21040 Gerenzano (VA)	www.gefan.com
Italy	R.E.A. 313074 BS	IT03032420170	Italy	infomotion@gefan.com

dimensioni d'ingombro per esecuzioni speciali
special execution overall dimensions

magnetic





NOTE :

06/07/2009

Firma:

SPECIFICA COSTRUTTIVA MOTORE MA - MA MOTOR DATA SHEET							
Cliente Customer	GEFRAN S.p.A.		Conferma d'ordine Order confirmation	69955/01	Consegna Delivery time	31/07/09	
N. pezzi N. pieces	1	Taglia Size	2 2 5	Pacco Length	S	Avvolgimento Winding	F 1
		Nominal Data		Constant power		Max speed	
Potenza Power		157		157			kW
Velocità Speed		1500		3150			RPM
Tensione Voltage		340		374			VRMS
Corrente Current		335		325			ARMS
Frequenza Frequency		51		107,1			Hz
Cos φ	0,87	Tensione massima fornibile dall'inverter Inverter maximum output voltage 3 x 400 VRMS 50 Hz					
Trasduttore Transducer							
Resolver 2 poli - 4.5 KHz 2 poles Resolver - 4.5 KHz							
Encoder tipo encoder type: EH 80 K Impulsi pulses: 1024 <input checked="" type="checkbox"/>							
Uscita line driver <input checked="" type="checkbox"/> Push pull <input type="checkbox"/>							
Con impulso di zero With zero pulse <input type="checkbox"/> Senza impulso di zero Without zero pulse <input checked="" type="checkbox"/>							
Alimentazione Power supply 5 V <input checked="" type="checkbox"/> Alimentazione Power supply 8/24 V <input type="checkbox"/>							
Senza encoder Without encoder <input type="checkbox"/>							
R Ridotta reduced <input checked="" type="checkbox"/>							
S Speciale special <input type="checkbox"/>							
Dimensioni albero Shaft dimensions DxF disegno di catalogo DxF catalogue drawing <input checked="" type="checkbox"/>							
Speciale Special D= x F= <input type="checkbox"/>							
Forma costruttiva Construction form							
B3 <input checked="" type="checkbox"/>							
B35 <input type="checkbox"/>							
Altro Other <input type="checkbox"/>							
Cuscinetto Coupling bearing 180 - 225 Cuscinetto L.A. sfere <input type="checkbox"/> 180 - 225 Cuscinetto L.A. rulli <input checked="" type="checkbox"/> Ball coupling bearing <input type="checkbox"/> Roller coupling bearing <input checked="" type="checkbox"/>							
Posizione scatola morsettiera su L.O. (Vista da Lato Accoppiamento) Terminal box position on the back side (view from the driving end)							
				Standard 80-90-100-133-160 IP54, Special 180-225-280 IP54, 133-160-180-225-280 IP23, Standard 180-225-280 IP54, 133-160-180-225-280 IP23, Special 100-133-160-225-280 IP54, Special 133-160-180-225-280 IP23			
Anello ANGUS paraolio Angus seal ring Si Yes <input type="checkbox"/>							
Protezioni Protections IP 54 <input type="checkbox"/>							
IP 23 <input checked="" type="checkbox"/>							
Esecuzione servoventilata Auxiliary ventilation PVAP ventilatore assiale Axial fan <input type="checkbox"/>							
Tipo Type Ns. cod. 080132 PVA ventilatore centrifugo radiale visto dal lato accoppiamento Centrifugal radial fan viewed from driving end <input type="checkbox"/>							
Tensione Voltage 3 x 400 VRMS 50 Hz PVA2 ventilatore centrifugo assiale Centrifugal axial fan <input type="checkbox"/>							
Potenza Power 3 kW Fondo epossidico BLU Base coat Blue RAL 5009 <input checked="" type="checkbox"/>							
Corrente Current 6 ARMS Altro Other <input type="checkbox"/>							
Smaltitura Painting Dimensioni ingombro standard (vedi catalogo) escluso quanto specificato sul presente documento Overall dimensions standard (see catalogue) excluded overwritten points 2586/A <input checked="" type="checkbox"/>							
Dimensioni motore Motor dimensions Dimensioni ingombro speciali Special overall dimensions drwg <input type="checkbox"/>							
Collegamenti Connections Schema di collegamento trasduttore cod. Transducer connection code 101150/B							
Note Remarks :							
RISERVATO UFFICIO TECNICO MAGNETIC RESERVED FOR MAGNETIC TECHNICAL DPT.							
Documenti non standard Not standard documents: PCQ <input type="checkbox"/>							
1) Esecuzione secondo PTF 044/D							
Codice Prodotto Finito N8S3AA57A15IOC11				Codice del cliente			
AGENTE	COM	UTE	ACQ	<i>07/07/09</i>			
<i>06/09/09</i>	<i>07/07/09</i>	<i>07/07/09</i>	<i>07/07/09</i>	<i>Carretto</i>			
MD 138							