

Indice

1	Introduzione	3
2	Banco di prova	5
2.1	Banco turbina-generatore	5
2.2	Gli inverter	6
2.2.1	Controllo di velocità	7
2.2.2	Controllo di coppia	7
2.3	DSPACE	10
2.4	Emulazione turbina	11
2.5	Prove a vuoto	15
3	Algoritmi MPPT	21
3.1	MPPT dedotti dalla conoscenza della caratteristica $P_m - \omega_m$	21
3.1.1	MPPT con riferimento di velocità	21
3.1.2	MPPT con riferimento di coppia	23
3.2	Perturba e Osserva a step fisso	25
4	Emulazione di un IPM con un SPM	29
4.1	Motore SPM	30
4.1.1	Limiti e regioni di funzionamento di un SPM	32
4.1.2	MTPA per un motore SPM	35
4.2	Motore IPM	35
4.2.1	Limiti e regioni di funzionamento dell'IPM	37
4.2.2	MTPA per motore IPM	38
4.3	Dati motore reale e motore fittizio	40
4.4	Limiti e regioni di funzionamento dei motori reale e fittizio	40
4.5	Modello emulazione completo	43
4.5.1	Trasformazione delle correnti	47
4.5.2	Realizzazione del controllo MTPA	55
4.5.3	Deflussaggio IPM emulato	56
4.5.4	Simulazioni	57
4.6	Modello emulazione IPM semplificato	73

5	Implementazione turbina eolica	79
5.1	Simulazioni generazione elettrica da eolico	81
5.1.1	MPPT con riferimento di velocità e vento a gradini . .	81
5.1.2	MPPT con riferimento di velocità e vento sinusoidale .	86
6	P&O DSpace	89
A	Codice DSpace	91

Capitolo 1

Introduzione

Nel panorama energetico attuale il dibattito riguardante le fonti alternative è sempre di più al centro dell'attenzione per l'importanza di ridurre le emissioni nocive. In questo lavoro di tesi si studiano sistemi di produzione eolica di piccola potenza che, a differenza dei grandi impianti costosissimi che in alcune aree possiamo già vedere in funzione da diversi anni, sono indirizzati ad un pubblico più ampio come già succede per la generazione fotovoltaica. Di questi impianti eolici di piccola potenza, per questo chiamati impianti micro eolici, in questo lavoro si vuole studiare sperimentalmente l'azionamento elettrico atto a massimizzare la potenza estratta dal vento. Si studieranno quindi alcuni algoritmi MPPT (Maximum Power Point Tracking) sia in modo simulato sia su banco prova. Un primo importante obiettivo di questo lavoro di tesi consiste nell'emulazione di turbine eoliche. È facile capire infatti che realizzare un prototipo reale di una turbina e testarlo sia molto costoso quindi ai fini della sperimentazione in laboratorio è fondamentale ricorrere ad una emulazione della turbina che si desidera studiare. Un altro obiettivo proposto non è strettamente correlato allo studio sull'eolico ma è da esso sfruttabile e consiste in un argomento innovativo riguardante il controllo del generatore operato dall'azionamento. Nella generazione eolica vengono usati nella stragrande maggioranza dei casi generatori a magneti permanenti e la scelta della tipologia è dovuta alla particolare situazione di progetto. Le due principali classi di macchine a magneti permanenti sono le SPM (surface mounted permanent magnet) e le IPM (inlet permanent magnet) e a priori non è possibile sapere quale macchina sarà utilizzata in un impianto futuro. Si vuole quindi sviluppare un azionamento in grado di emulare un azionamento IPM pur utilizzando un motore SPM che ci permetta di studiare sperimentalmente entrambi i tipi di azionamenti pur possedendo solamente un motore SPM. L'azionamento siffatto lo si utilizzerà poi per lo studio degli algoritmi MPPT dell'eolico.

Capitolo 2

Banco di prova

In questo capitolo si descrive il banco di prova nei suoi elementi costitutivi. Esso è costituito da due motori SPM (Surface Mounted Permanent Magnet) uguali tra loro per caratteristiche calettati tramite un albero, due inverter i quali alimentano separatamente i due motori ed infine un'interfaccia DSpace collegata ad un pc. Lo schema del banco è rappresentato in figura 2.1. Analizziamo ora più nel dettaglio i singoli componenti.

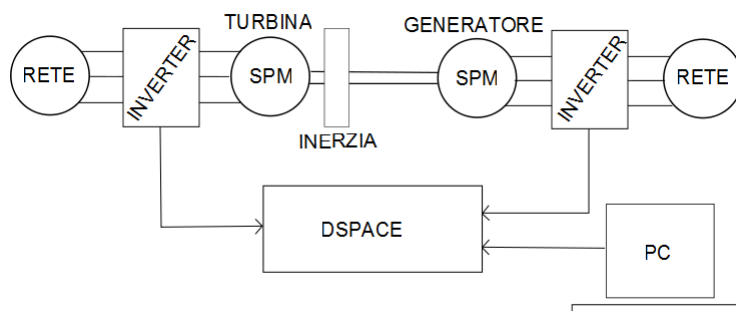


Figura 2.1: Schema banco di prova

2.1 Banco turbina-generatore

I sopracitati motori SPM costituiscono il modello turbina eolica e generatore. Questo è possibile grazie al fatto che le due macchine elettriche vengono controllate tramite degli inverter in modo tale da soddisfare specifiche richieste. Il motore che simula la turbina viene controllato in coppia implementando tramite DSpace le equazioni caratteristiche di una turbina eolica. Esso fornirà quindi una coppia in funzione della velocità di rotazione e della velocità del vento impostata e variabile durante la prova. L'altra macchina elettrica verrà controllata in modo tale da frenare la turbina e generare energia elettrica. In tabella 2.1 vengono riportati i dati di targa dei motori.

Tabella 2.1: Parametri motori SPM

Parametro	Simbolo	Valore	Unità di misura
Flusso dei magneti	Λ_{mg}	0.4145	Wb
Induttanza statore	L_s	0.0154	H
Resistenza statore	R_s	5.4	Ω
Velocità nominale	ω_n	2000	giri/min
Tensione nominale	U_n	330	V
Coppie polari	p	3	
Corrente nominale	I_n	3.1	A
Coppia nominale	T_n	7	N
Coppia massima	T_{max}	28	N

La 'turbina' è inoltre fornita di un disco d'inerzia calettato all'asse per meglio simulare le condizioni reali. I principali parametri riguardanti l'inerzia sono riportati in tabella 2.2

Tabella 2.2: Parametri d'inerzia

Parametro	Simbolo	Valore	Unità di misura
Diametro disco	d	38.6	cm
Inerzia	J	3.082e-1	kgm^2
Inerzia totale lato generatore	J_g	/	kgm^2
Inerzia totale lato turbina	J_t	3.211e-1	kgm^2
Rapporto inerzia	$\frac{J_t}{J_g}$	25.084	/

L'asse atto a calettare le due macchine elettriche è stato scelto tra tre possibili soluzioni in modo da avere elevata rigidità torsionale trascurando quindi l'elasticità del collegamento. Vediamo in tabella 2.3 le caratteristiche dei tre possibili alberi.

2.2 Gli inverter

Gli inverter utilizzati appartengono alla serie Lust MC7000 e le caratteristiche interne sono note sia grazie al manuale disponibile in rete sia grazie al software di interfaccia Drive Manager, il quale è indispensabile per programmare gli inverter. Essi infatti compiono internamente anche la funzione di

Tabella 2.3: Parametri alberi

Albero	Diametro[mm]	Rigidezza torsionale[Nm/rad]
1	9.46	123.3
2	16.38	1108.2
3	28.38	9986.1

controllo oltre a quella classica di potenza. I due inverter in dotazione sono diversi tra loro anche se le loro caratteristiche principali sono equivalenti. Nello specifico i due modelli sono MC7404 e MC7408. Ne vediamo in figura 2.2 le principali caratteristiche.

Grazie al software l'utente può agire programmando una serie di pin per realizzare i diversi tipi di controllo. Lo schema di connessioni è riportato in figura 2.3

Analizziamo in breve come poter fare i due tipi di controllo a noi utili ovvero controllo di coppia e di velocità.

2.2.1 Controllo di velocità

Il controllo che si vuole realizzare fa capo a delle grandezze di riferimento che poniamo in uscita dal probe DSpace. La grandezza che possiamo gestire è una tensione che va da 0 a 10 Volt scalati sulla nostra grandezza di interesse. L'inverter ci permette di dare un riferimento con un segnale di tensione che varia nello stesso range e che noi, tramite il software di interfaccia, possiamo riscalarlo al valore vero imponendo il guadagno dell'ingresso. Vediamo in figura 2.4 il cablaggio valido sia per il controllo di velocità che di coppia.

Per i nostri scopi il Power pack e i pin dal 15 al 20 non sono presi in considerazione. I pin non considerati verranno quindi lasciati aperti. Affrontando specificamente il problema del controllo di velocità bisogna specificare che il collegamento di *Torque reduction* non è necessario e se viene fatto si dovrà imporre una riduzione di coppia nulla ovvero una tensione di 0 V. I collegamenti fondamentali sono quelli di *Speed reference* e *ENPO* rispettivamente il riferimento desiderato di velocità e l'abilitazione dell'inverter senza della quale l'inverter va in fault. Il collegamento dell'ingresso 9 ai 24V abilita il controllo.

2.2.2 Controllo di coppia

Per il controllo di coppia nulla cambia nel cablaggio tranne il fatto che ora il collegamento *Torque reduction* diventa necessario. Per imporre il controllo di coppia all'inverter è necessario imporre velocità di riferimento massima

	Des.	Dim.	MC7402	MC7404	MC7408	MC7412	MC7416	MC7432	MC7464		
Output, motor side	Rated power (400 V mains) ¹⁾	S	kVA	1.4	2.8	5.5	8.3	11	22	44	
	Rated power (460 V mains) ¹⁾	S	kVA	1.6	3.2	5.2	9.5	11	22	50	
	Voltage, effective	U	V	3 x 0 ... 400 (460)							
	Continuous current, eff. (400V/460V) ¹⁾	I _N	A	2 / 2	4 / 4	8 / 6.5	12 / 12	16 / 14	32 / 32	64 / 64	
	Continuous current, eff. (400V/460V) ²⁾	I _N	A	1.5 / 1.5	3 / 3	4 / 3	7.5 / 6	9 / 7	32 / 28	60 / 66	
	Pulse current for 10 s	I _{max}	A	2 · I _N					6)		
	Switching frequency of power stage	f _s	kHz	4, 8, 16 (factory setting 8 kHz ²⁾)							
	Motor system			asynchronous or synchronous							
	Protection against short and ground fault			yes, but not at terminals for braking resistor							
	Input, mains side	Mains voltage ⁵⁾	U	V	3 x 400 ... 460 ± 10%						
Asymmetry of mains voltage			%	≤ 3							
Frequency		f	Hz	48 ... 62							
Power factor of fundamental		cosφ ₁		> 0,97							
Efficiency ¹⁾⁴⁾		η	%	> 95							
Power loss		P _v	W	70	110	200	250	310	600	1000	
Braking chopper	Peak braking power with internal braking resistor [max. duration]	P _{CBP}	kW	1.9 [17 s]	3.4 [10 s]	6 [3 s]	6 [8 s]	6 [8 s]	–	–	
	Continuous braking power (internal)	P _{eff}	W	80	80	40	90	30	–	–	
	Minimum ohmic resistance of external braking resistors (design code BR3)	R _{min}	Ω	280	160	90	33		13	10	
	Peak braking power with external resistor R _{min}	P _{CBPex}	kW	1.9	3.4	6.0	16.8		42	55	

Figura 2.2: Parametri inverter

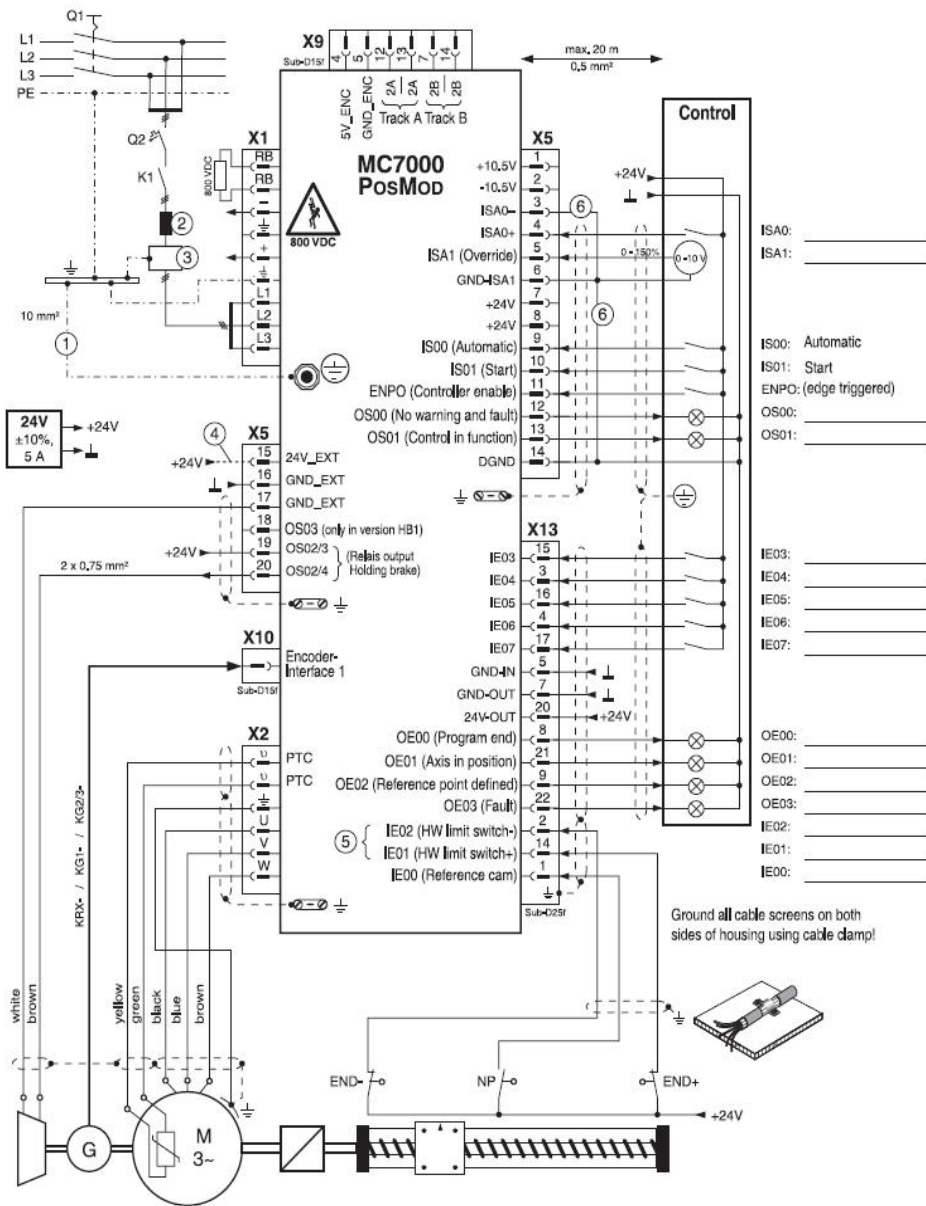


Figura 2.3: Connessioni inverter

(10V) e scalare la coppia su di una coppia impostata, solitamente quella nominale.

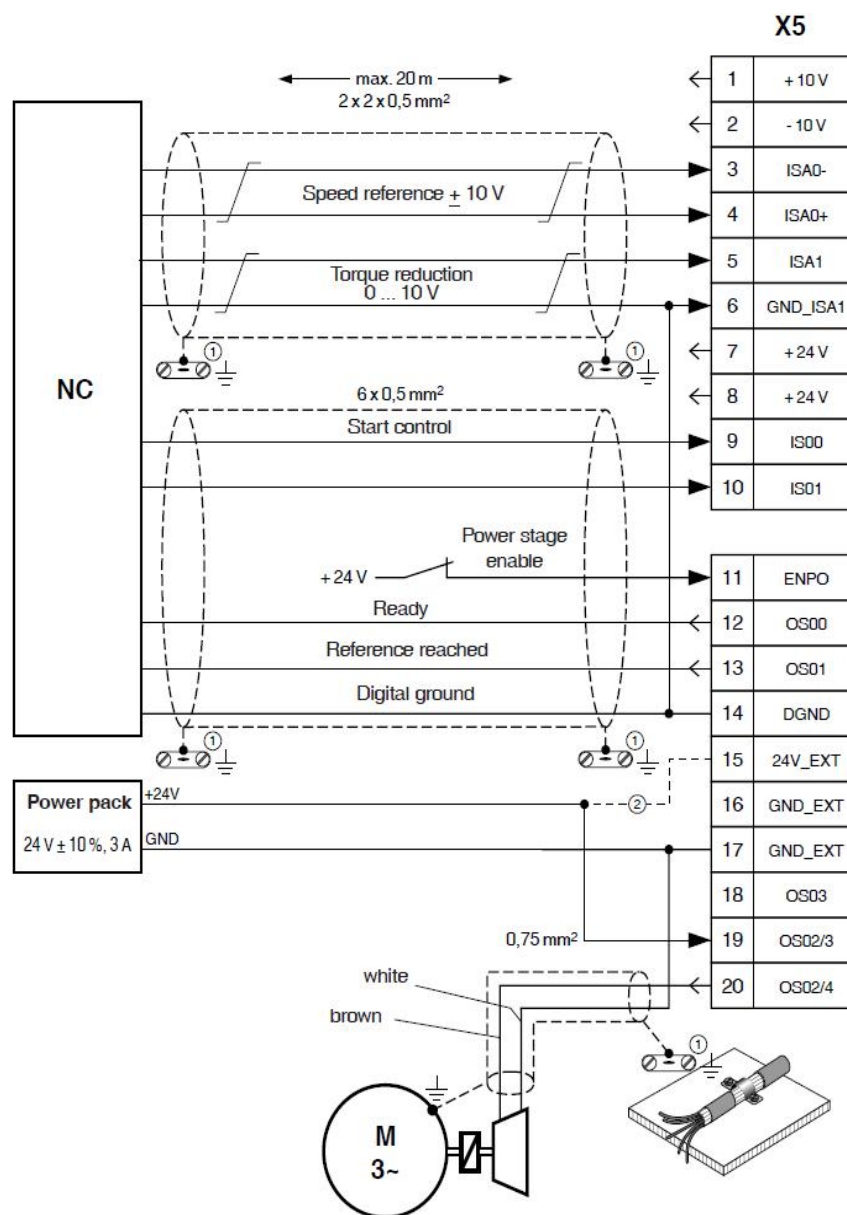


Figura 2.4: Cablaggio per controllo di velocità e coppia

2.3 DSpace

La DSpace è una scheda hardware installata nel PC nella quale si trovano due Digital Signal Processor i quali servono rispettivamente per i calcoli e per la gestione dei segnali. Questa parte hardware si interfaccia nel PC tramite il suo software dedicato nel quale è possibile visualizzare l'andamento di tutte le variabili trattate. L'ultimo componente è la probe ovvero una grande

morsettiere che presenta 8 ingressi BNC, 8 uscite BNC, 2 ingressi encoder, 2 ingressi seriali e 2 digital I/O. Vediamo in figura 2.5 un'immagine della probe.

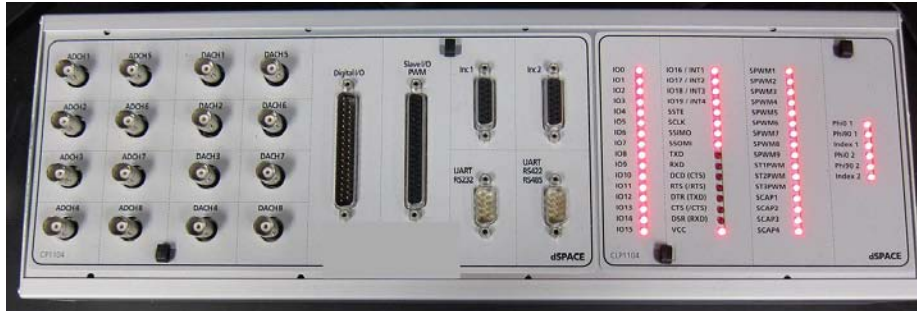


Figura 2.5: Probe della DSpace

Tramite l'ingresso Inc1 andiamo ad acquisire il segnale di velocità derivante dall'encoder simulato dell'inverter mentre nei DACH e negli ADCH possiamo rispettivamente portare in uscita o acquisire una qualsiasi variabile tra 0 e 10V.

2.4 Emulazione turbina

Come si è visto dalla struttura del banco prova non è presente un reale prototipo di turbina eolica da poter testare. L'azionamento reale necessario al controllo di una turbina eolica sarebbe strutturato come in figura 2.6. Poiché per questo studio non è stato possibile avere in laboratorio una reale

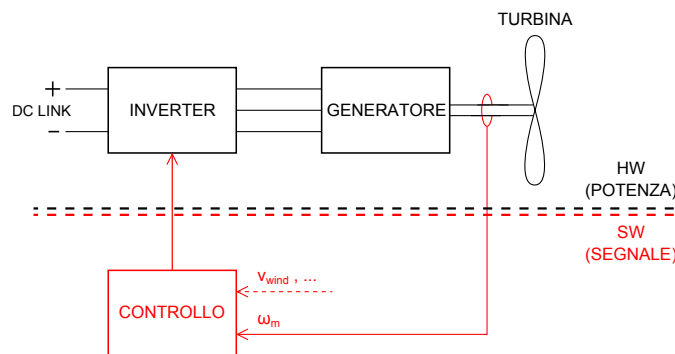


Figura 2.6: Azionamento per il controllo di una turbina reale

turbina eolica per le evidenti difficoltà correlate e per non dover cambiare fisicamente la turbina se si vogliono testare turbine di diverse caratteristiche si è ricorsi allo sviluppo di un modello atto ad emulare una qualsiasi turbina variando solo i parametri all'interno delle equazioni caratteristiche. Questo

metodo persegue l'obiettivo di poter testare una qualsiasi turbina evitando la costosissima produzione di vari prototipi. L'azionamento utilizzato allo scopo è quindi rappresentato in figura 2.7. La turbina è emulata con un

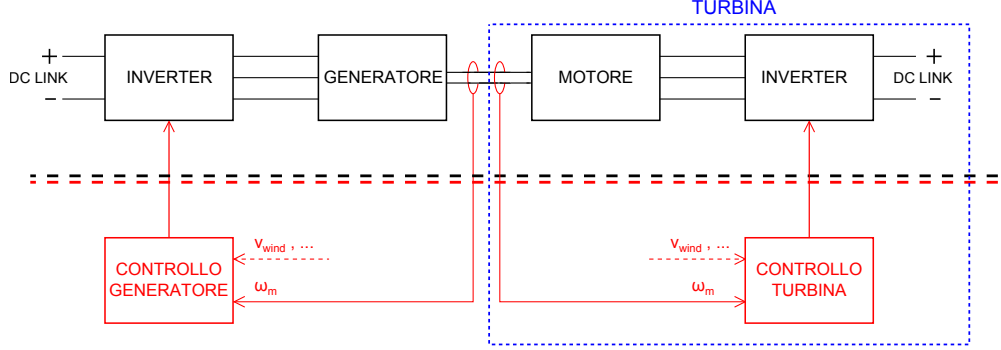


Figura 2.7: Azionamento per il controllo di una turbina emulata

azionamento di coppia programmato con la relazione coppia velocità della turbina da riprodurre. La prima parte del lavoro si è svolta con l'utilizzo di Matlab/Simulink per ricavare i parametri e le curve caratteristiche teoriche del nostro modello di turbina. La potenza fornita da una turbina vale

$$P_m = 1/2 C_p \rho S v_{wind}^3 \quad (2.1)$$

dove

C_p è il coefficiente di potenza;
 ρ è la densità dell'aria [kg/m^3];
 S è la cross sectional area [m^2];
 v_{wind} è la velocità del vento [m/s].

Il coefficiente di potenza C_p è definito secondo la legge di Betz come il rapporto tra la potenza di una vena di vento indisturbata e la potenza effettivamente estraibile da tale flusso eolico e dipende da parametri aerodinamici delle varie tipologie di turbine. Una formula empirica di C_p è di seguito fornita

$$C_p = c_1 (c_2 \lambda_i^{-1} - c_3 \beta - c_4) e^{(-c_5 \lambda_i^{-1})} + c_6 \lambda \quad (2.2)$$

dove

$$\lambda_i^{-1} = (\lambda + 0.008 \beta)^{-1} - 0.035 (\beta^3 + 1)^{-1} \quad (2.3)$$

I coefficienti λ e β che troviamo nella formulazione del coefficiente di potenza sono rispettivamente il tip speed ratio della turbina e l'angolo di pitch delle pale. Il tip speed ratio è il rapporto tra la velocità tangenziale nella punta delle pale e la velocità del vento.

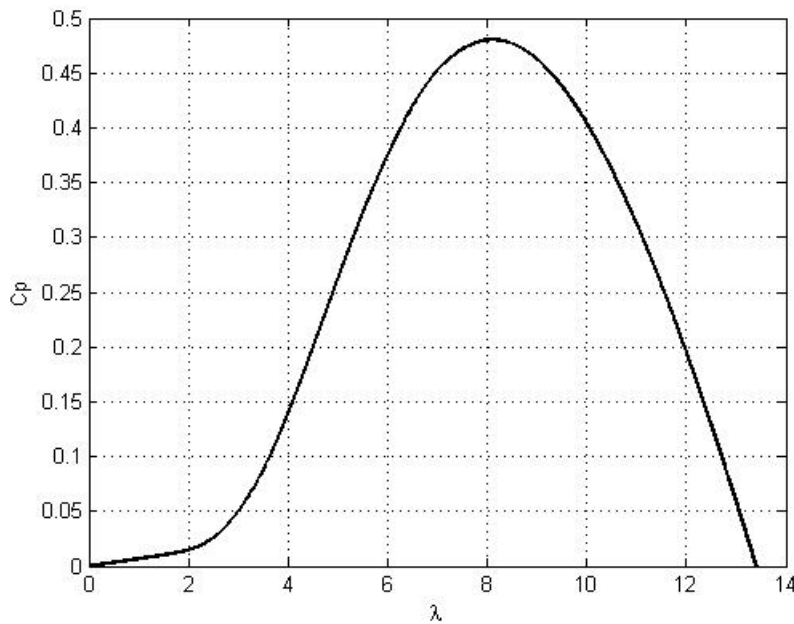
$$\lambda = R_t w_m / v_{wind} \quad (2.4)$$

L'angolo β chiamato angolo di pitch o di calettamento è l'angolo che la pala forma rispetto al piano di rotazione del rotore e variandolo si modifica l'interazione vento pala attuando così una regolazione attiva sulla macchina. Per applicazioni di micro eolico generalmente l'angolo non è modificabile ed ha valore fisso e uguale a zero. I parametri da inserire nell'equazione del C_p sono riportati in tabella 2.4.

Tabella 2.4: Parametri turbina

R_t	c_1	c_2	c_3	c_4	c_5	c_6
1	0,518	116	0,4	5	21	0,0068

La caratteristica di C_p in funzione di λ è riportata in figura 2.8.

Figura 2.8: Caratteristica $C_p - \lambda$

Otteniamo un coefficiente di potenza massimo $C_p=0.48$ per $\lambda=8.1$. Si è ricavata poi la caratteristica potenza meccanica in funzione della velocità

del rotore a diverse velocità del vento. Si è assunta una velocità di cut off di 20 m/s.

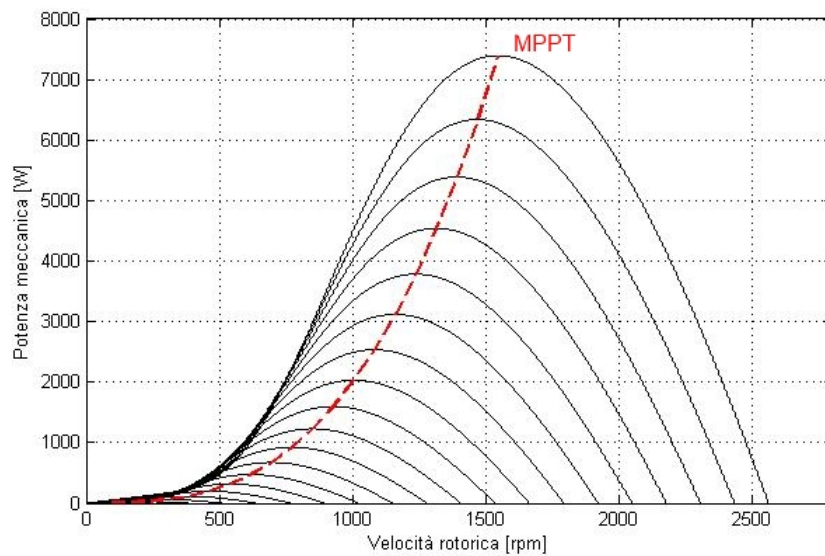


Figura 2.9: Caratteristica $P_m - n$ a diverse velocità del vento a passi di 1 m/s e MPPT

In figura 2.9 si può vedere la curva dell'MPPT (Maximum Power Point Tracking) la quale interpola tutti i punti di massima potenza al variare della velocità del vento. Questa curva rappresenta i punti di ottimo nel quale si vuole far lavorare la turbina. Uno schema realizzativo dell'emulazione della turbina più dettagliato è rappresentato in figura 2.10.

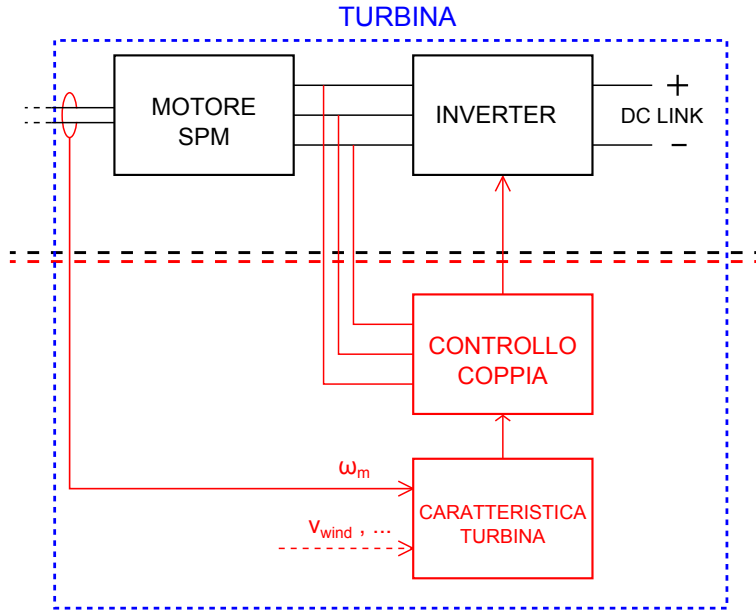


Figura 2.10: Azionamento emulazione turbina

2.5 Prove a vuoto

La prima prova effettuata sul banco turbina-generatore è quella a vuoto necessaria per determinarne le perdite per attrito e viene effettuata rimuovendo il calettamento tra i due motori. Successivamente si è ripristinato il collegamento e si sono rifatte le misure per verificare le perdite complessive del banco dove il motore/turbina trascina anche l'altro motore che rimane spento. Le perdite sono state calcolate come la coppia necessaria alla rotazione. Per il calcolo della coppia si è sfruttata l'equazione (2.1) della potenza della turbina ovvero al motore/turbina abbiamo imposto un riferimento di coppia secondo l'equazione:

$$T_{turbina} = \frac{1/2C_p\rho S v_{wind}^3}{\omega_m} \quad (2.5)$$

Per trovare la coppia di perdita alle varie velocità rotatorie è stata sfruttata l'equazione (2.5) secondo il ragionamento seguente. Idealmente impostando una certa velocità del vento il motore elettrico inizierà a girare e la velocità rotoria aumenterà fino all'annullamento della coppia di riferimento di equazione (2.5). Avendo però le perdite la coppia di riferimento rimarrà ad un valore diverso da zero e tale da contrastare le perdite. La coppia di riferimento calcolata alla velocità di regime è quindi solamente dovuta alle perdite. La velocità rotoria alla quale si vuole misurare la coppia di perdita viene variata come conseguenza della variazione della velocità del vento che

viene impostata. Di seguito vengono riportati in tabella 2.5 e 2.6 i dati misurati rispettivamente per motore singolo e per l'intero banco. Viene inoltre costruito il grafico della coppia di perdita in funzione della velocità rotorica come si può vedere rispettivamente in figura 2.11 e figura 2.12. I due grafici sono stato ricavati tramite l'utilizzo di Excel sfruttando l'interpolazione, otteniamo l'equazione della curva interpolante.

Tabella 2.5: Perdite motore singolo

Velocità rotore [giri/min]	Coppia di perdita [Nm]
109	0,07
190.5	0.08
297	0.09
401	0.095
504.6	0.1
607.5	0.12
710	0.14
800	0.142
903	0.15
1005.5	0.16
1108	0.17
1210	0.18
1300	0.188
1404	0.2
1506.4	0.208
1597	0.215
1700	0.21
1802	0.21
1918	0.22
2000	0.24

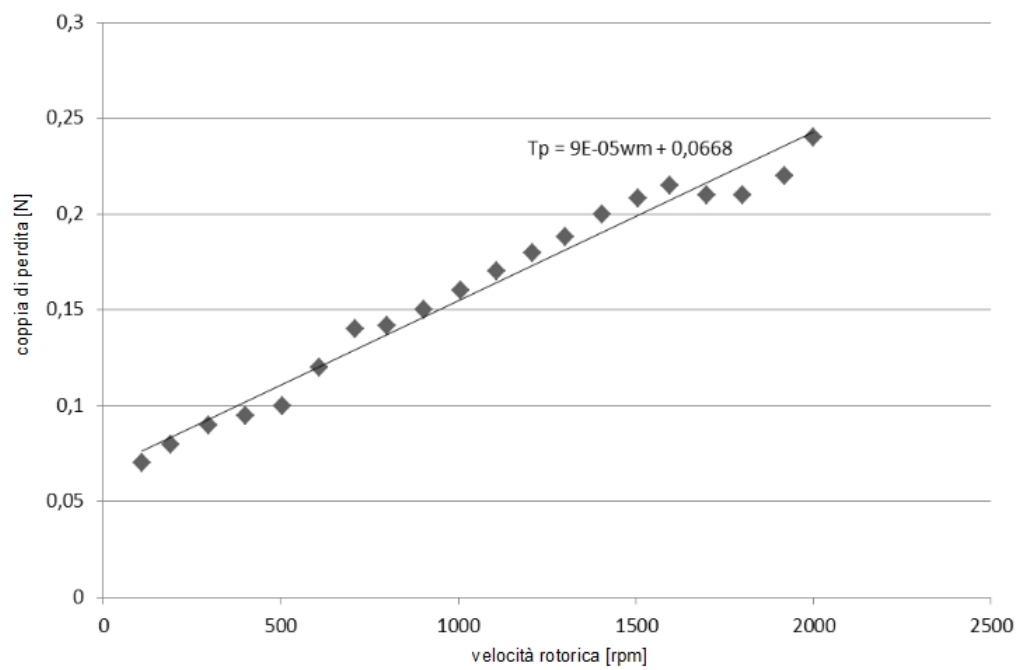
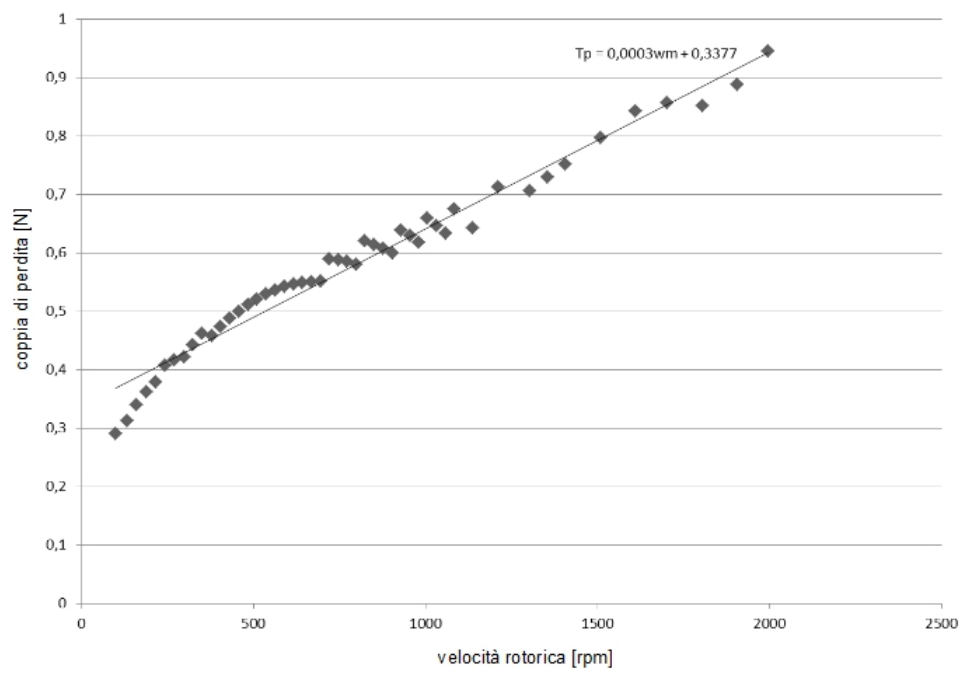
Figura 2.11: Caratteristica $T_p - \omega_m$ motore singolo

Tabella 2.6: Perdite totali del banco

Velocità rotore [giri/min]	Coppia di perdita [Nm]
100.2	0.291
160.4	0.34
216	0.379
270.3	0.0417
324.5	0.443
378.7	0.458
431.4	0.488
484.1	0.511
563.2	0.537
616	0.546
668.7	0.55
720	0.589
772.7	0.585
824	0.62
876.7	0.61
928	0.64
980.7	0.62
1032	0.647
1083.3	0.675
1212	0.712
1354.2	0.73
1508	0.798
1701	0.857
1906	0.888
1996	0.945

Figura 2.12: Caratteristica $T_p - n$ del banco

Capitolo 3

Algoritmi MPPT

3.1 MPPT dedotti dalla conoscenza della caratteristica $P_m - \omega_m$

3.1.1 MPPT con riferimento di velocità

Questo primo metodo sfrutta le conoscenze dei parametri della turbina e quindi ha come grosso svantaggio quello di non essere universale. Come spiegato nel paragrafo precedente se si dispone di tutte le caratteristiche della turbina si può facilmente ottenere una caratteristica $P_m - n$ come quella in figura 2.9. Interpolando i punti di massimo si ottiene l'equazione della curva dell'MPPT. Si è utilizzata la funzione polyfit di Matlab la quale richiede le 2 serie di dati e il grado del polinomio di interpolazione. In tabella 3.1 vengono riportate le 2 serie di dati riferiti al modello di turbina in esame che corrispondono alla potenza meccanica e alla velocità rotorica. Per completezza viene riportata anche la velocità del vento alla quale si ottengono i suddetti parametri.

Si ottiene una buona interpolazione con un polinomio di terzo grado, la cui equazione vale:

$$P_m = (0.1997\omega_m^3 - 0.0572\omega_m^2 + 0.0055\omega_m)(1.0E - 05) \quad (3.1)$$

Come già detto i punti del luogo di questa equazione rappresentano la curva dell'MPPT ovvero i punti di massima potenza meccanica prodotta ad una determinata velocità del vento. Dalla conoscenza di questa curva unita alla conoscenza della velocità del vento risulta semplice controllare il generatore per far sì che il punto di lavoro si muova lungo l'MPPT. Difatti ad una certa velocità del vento il punto di massima potenza corrisponde ad una velocità rotorica ben definita dalla (3.2). Si agisce quindi andando a controllare il generatore in velocità come spiegato in precedenza. La velocità di riferimento sarà la risoluzione dell'equazione di terzo grado (3.1) ricordando che $P_m = 1/2C_p S v_{wind}^3$. Un metodo molto più semplice per ricavare il riferimento di velocità è quello di sfruttare la (2.4). Si può scrivere

Tabella 3.1: Valori di P_m e ω_m nell'MPPT

Potenza meccanica [W]	Velocità rotorica [rpm]	Velocità del vento [m/s]
0.92	77.44	1
7.39	154.79	2
24.96	232.14	3
59.15	309.49	4
115.54	386.84	5
199.65	464.19	6
317.03	541.54	7
473.23	618.89	8
673.80	696.24	9
924.28	773.59	10
1230.22	850.94	11
1597.16	928.29	12
2030.65	1005.64	13
2536.23	1082.99	14
3119.46	1160.34	15
3785.86	1237.68	16
4541.00	1315.03	17
5390.42	1392.38	18
6339.66	1469.73	19
7394.26	1547.08	20

$$\omega_m = \lambda v_{wind} / R_t \quad (3.2)$$

La curva di MPPT è il luogo di tutti i punti a C_p massimo ovvero come calcolato $C_p = 0.48$. Possiamo quindi sostituire nell'equazione il termine λ con il suo valore corrispondente a C_p massimo ovvero $\lambda = 8.1$. Si ottiene in conclusione un'equazione che fa dipendere la velocità rotorica dalla sola velocità del vento. Il passo successivo riguarda l'implementazione dei riferimenti ricavati agli inverter tramite l'interfaccia di DSpace. Si impone una velocità del vento variabile sinusoidalmente nel tempo con una frequenza di 0.25 Hz e valore medio 6 m/s.

$$v_{wind} = 6 + \sin(2\pi 0.25t) \quad (3.3)$$

Si è scelta questa velocità del vento perché è un compromesso tra potenze prodotte di valore non irrisorio e una velocità del vento non troppo improbabile da riscontrare in un sito convenzionale. I risultati ottenuti dalla

prova sul banco sono riassunti in modo chiaro dall'andamento del coefficiente di potenza C_p in funzione del tempo. Come già spiegato nel luogo dei punti a massima potenza il valore di C_p è noto e vale 0.48.

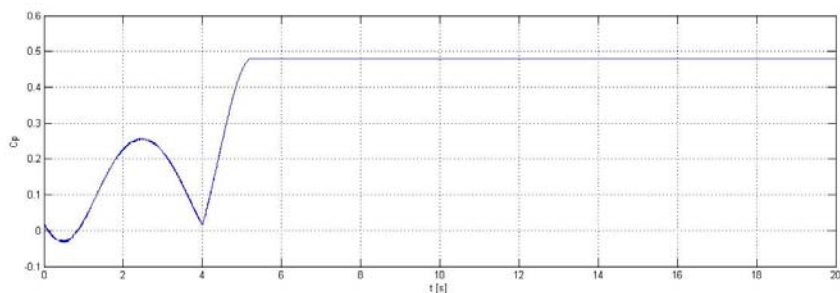


Figura 3.1: Caratteristica $C_p(t)$ per MPPT con riferimento di velocità

In figura 3.1 si vede come a partire dal tempo $t=4s$ il controllo di velocità sul generatore venga abilitato ed il sistema si porti a lavorare, con una buona dinamica, a $C_p=0.48$. Non sono presenti oscillazioni a regime poiché la velocità è fissata e quindi il punto di lavoro è ben definito. L'andamento sinusoidale precedente all'abilitazione del controllo è dovuto alla variabilità supposta sinusoidale del vento.

3.1.2 MPPT con riferimento di coppia

Un altro metodo utile per lavorare in MPPT è molto simile al caso studiato in paragrafo 3.1.1. L'unica diversità che una volta calcolata la potenza meccanica massima, tramite l'equazione 3.1, sostituendo a C_p il suo valore massimo corrispondente al punto di MPPT ovvero $C_p = 0.48$, si può ottenere facilmente il riferimento di coppia da dare al generatore tramite l'equazione

$$T = P_m / \omega_m \quad (3.4)$$

In questo caso però tramite prove sperimentali sul banco si è visto che il punto di lavoro al variare della velocità del vento non cade mai esattamente nel luogo dei punti dell'MPPT. Questo scostamento lo si deve imputare alle perdite del banco che provocano una coppia di perdita. Come si vede in figura 2.12 il banco a vuoto presenta una curva di coppia di perdita di valore

$$T_p = 0.0003\omega_m + 0.3377 \quad (3.5)$$

Sommando al riferimento di coppia quest'equazione, scalata da un fattore k a scelta, si può quindi andare ad eliminare del tutto o in parte l'effetto delle perdite del banco. L'eliminazione parziale o totale si ottiene agendo sul fattore k che variando da 0 ad 1 può considerare una coppia di perdita

ritenuta verosimile per un impianto di micro eolico. Possiamo esprimere quindi la coppia di riferimento come

$$T^* = T_p + P_m/\omega_m \quad (3.6)$$

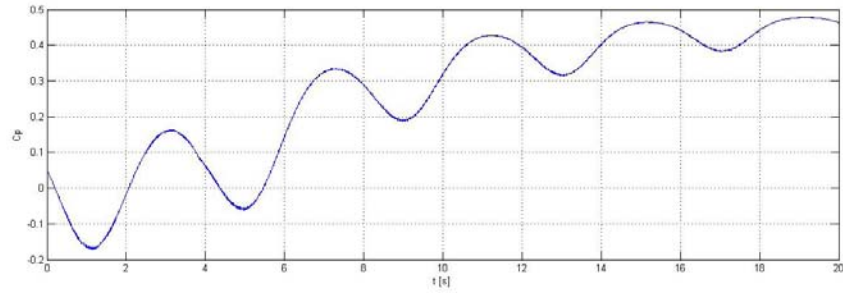


Figura 3.2: Caratteristica $C_p(t)$ per MPPT con riferimento di coppia - da vuoto verso regime con $v_{wind} = 6 + (2\pi 0.25t)$

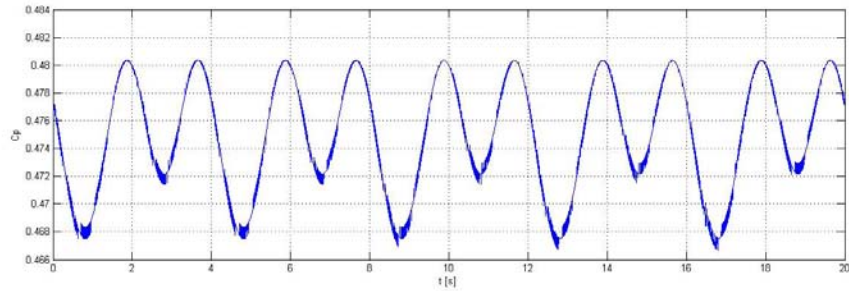


Figura 3.3: Caratteristica $C_p(t)$ per MPPT con riferimento di coppia - a regime con $v_{wind} = 6 + (2\pi 0.25t)$

Nelle figure 3.2 e 3.3 viene rappresentato l'andamento del C_p in funzione del tempo in due situazioni diverse. In figura 3.2 si parte da condizione di turbina a vuoto e al tempo $t=4s$ viene abilitato il controllo del generatore in coppia secondo l'equazione 3.6. Si nota che i 20 s rappresentati non sono sufficienti a raggiungere la condizione di regime. In figura 3.3 viene rappresentata la condizione di regime la quale si raggiunge in un tempo leggermente superiore a 20s. Con questa tipologia di controllo, ovvero tramite controllo di coppia, si nota chiaramente come anche a regime siano presenti delle oscillazioni non trascurabili. Questo è causato dalla variabilità del vento e dalla difficoltà del controllo di effettuare variazioni rapide del punto di lavoro. In questo caso non viene infatti imposta la velocità del rotore ma essa è ottenuta come risultato della coppia imposta. Questo fatto compor-

ta inevitabilmente un rallentamento della dinamica ed è per questo che un controllo di velocità è sempre preferibile.

3.2 Perturba e Osserva a step fisso

Il perturba e osserva (P&O) è una tecnica automatica di ricerca del punto di massima potenza. Il grande vantaggio di questo metodo rispetto ai metodi visti nei paragrafi precedenti risiede nel fatto che per funzionare non necessita della conoscenza né della velocità del vento, la quale non è di facile misurazione, né delle caratteristiche della turbina. Il principio di funzionamento di questa tecnica consiste nel misurare la potenza attiva ai morsetti del generatore e successivamente variare il riferimento di velocità rotorica di uno step fisso. Si va poi a misurare il nuovo valore della potenza attiva e lo si confronta con il valore misurato in precedenza. Se si riscontra un incremento di potenza si procede con un ulteriore aumento della velocità rotorica dello stesso segno dello step precedente. Se invece come conseguenza di un incremento positivo di velocità la potenza cala il successivo step sarà di valore negativo e viceversa.

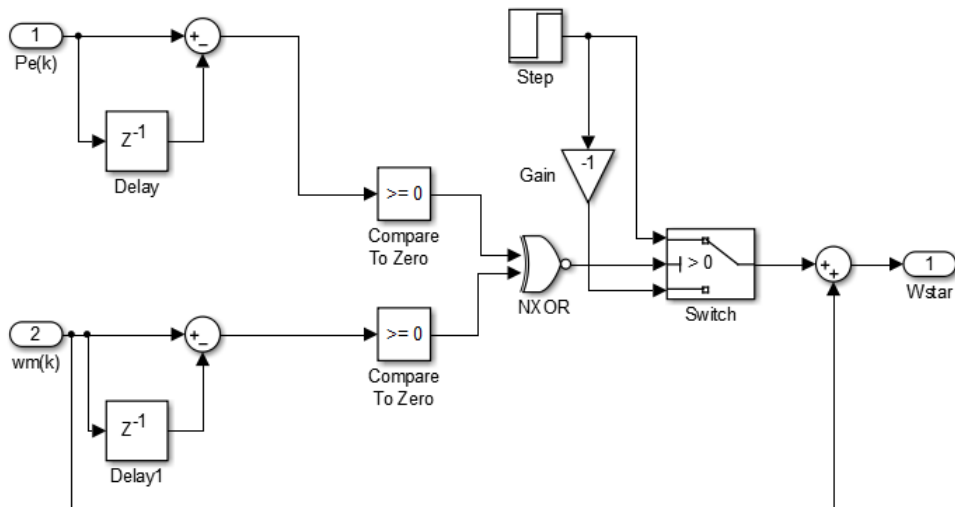


Figura 3.4: Modello Simulink P&O a step fisso

Il maggiore inconveniente di questo algoritmo è che una volta raggiunta la condizione di regime lo step di velocità non viene annullato e si ha quindi una continua oscillazione del punto di lavoro attorno al punto di MPPT. L'ampiezza dell'oscillazione è proporzionale all'ampiezza dello step di velocità e si può tentare di ridurla diminuendo lo step fisso. Questa diminuzione non la si può spingere a valori troppo elevati poiché con uno step di ampiezza molto piccola si ha un beneficio nella ridotta oscillazione a regime

ma il grande svantaggio di rallentare drasticamente la dinamica del sistema con il rischio di non raggiungere mai il punto di MPPT. Se per esempio il vento varia sinusoidalmente nel tempo ci sarà uno step minimo implementabile per riuscire a seguire questa variazione con una dinamica accettabile. Il valore dello step dovrà essere quindi come un compromesso tra velocità di risposta alle variazioni del vento e l'oscillazione a regime. Si è ricavato da prove sul banco uno step ottimale di 5 rpm assumendo variazioni sinusoidali della velocità del vento con frequenza massima pari a 0.5 Hertz. Si vede nei seguenti grafici l'andamento del C_p in funzione del tempo al variare di due parametri: lo step fisso ed il tempo necessario a confrontare le potenze per decretare il segno dello step successivo (ovvero il tempo tra una variazione di velocità e la successiva chiamato per semplicità Δt_{STEP}).

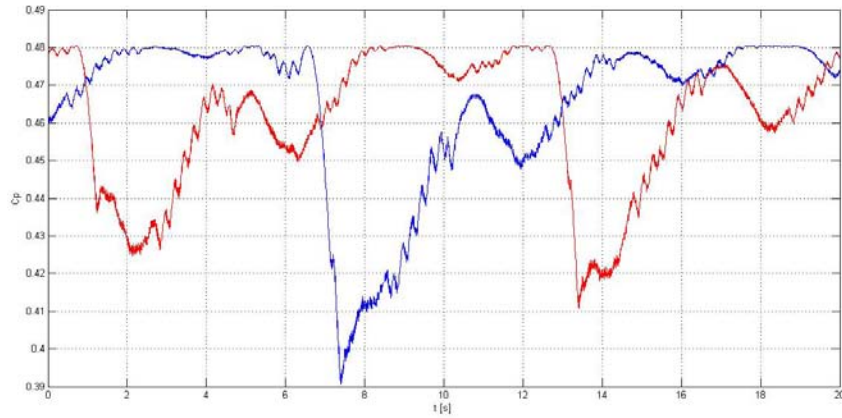


Figura 3.5: $C_p - t$ con step =5 rpm e $\Delta t_{STEP}=0.8$ ms - due prove successive

Nei grafici sono riportate due curve di $C_p - t$ per ogni settaggio dei parametri del P&O ricavate con due prove successive. Si nota come i valori assunti del C_p siano diversi punto per punto ma rientrino per una percentuale molto elevata all'interno di una stessa fascia di valori. Questi risultati sperimentali si sono ottenuti imponendo una velocità del vento secondo l'equazione 3.3.

Analizzando i risultati ottenuti si vede che con uno step di 5 rpm e $\Delta t_{STEP} = 0.8$ ms si ottengono i valori nettamente migliori per il C_p rispetto agli altri due casi. È importante però osservare come il C_p si discosti dal suo valore massimo ovvero il sistema non lavori sempre perfettamente nell'MPPT. Questo scostamento è però accettabile poiché è dovuto alla variabilità accentuata del vento. Difficile infatti che in natura il vento vari costantemente in modo sinusoidale con un'ampiezza della variazione di 1 m/s ogni 2 s.

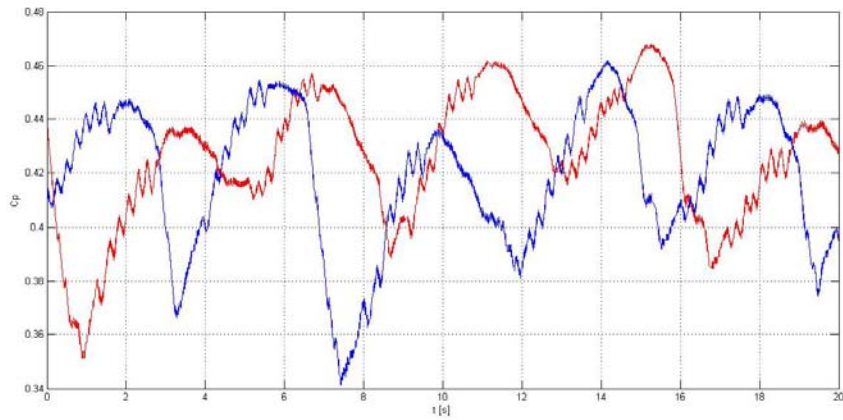


Figura 3.6: $C_p - t$ con $\text{step} = 4 \text{ rpm}$ e $\Delta t_{STEP} = 0.8 \text{ ms}$ - due prove successive

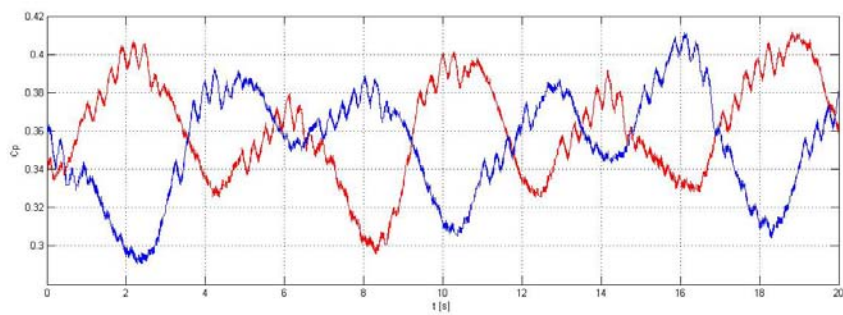


Figura 3.7: $C_p - t$ con $\text{step} = 4 \text{ rpm}$ e $\Delta t_{STEP} = 1.5 \text{ ms}$ - due prove successive

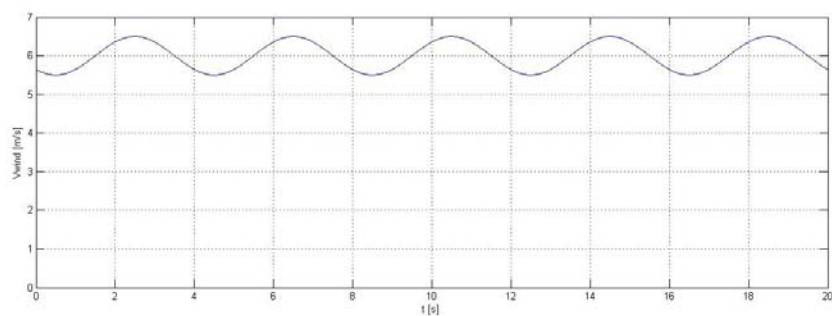


Figura 3.8: $v_{wind} - t$

Capitolo 4

Emulazione di un IPM con un SPM

In questo capitolo si affronta un argomento innovativo che non interessa il solo campo dell'eolico ma ha interesse nel campo generale degli azionamenti elettrici. L'obiettivo che ci si pone è quello di sviluppare un modello di un azionamento con motore IPM utilizzando però un motore SPM. Si studiano le trasformazioni da applicare alle tensioni e alle correnti per fare in modo che il controllo veda effettivamente le stesse correnti e tensioni che vedrebbe se l'attuatore utilizzato fosse l'IPM che si desidera emulare. Come si è visto per quanto riguarda i vantaggi in termini di costi dell'emulazione della turbina eolica dove per variare turbina basta solamente variarne i parametri nelle sue equazioni caratteristiche sfruttando un solo motore lo stesso criterio è applicabile allo studio del generatore da utilizzare in accoppiamento con la turbina. Prototipare diversi generatori è senz'altro costoso e quindi si ricorre ad una sua emulazione sempre sfruttando un solo generatore in dotazione. Con l'emulazione di un azionamento IPM quello che si intende realizzare è uno schema equivalente a quello rappresentato in figura 4.1.

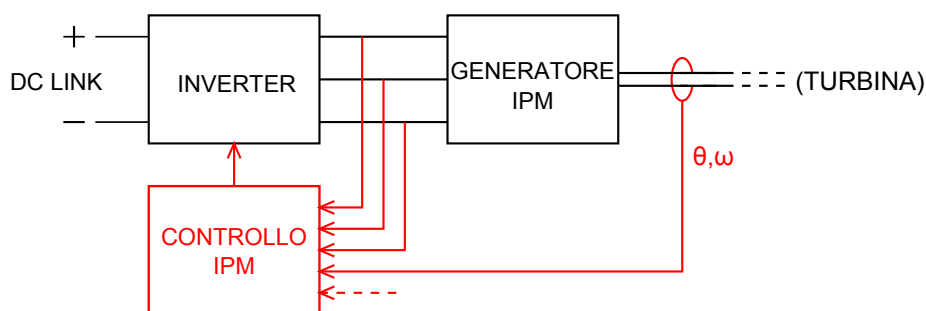


Figura 4.1: Azionamento IPM

Lo schema 4.1 rappresenta un normale azionamento IPM con motore

IPM quello che si vuole realizzare è uno schema equivalente dal punto di vista del controllo ma sfruttando il solo motore SPM disponibile. Si sono studiati due diversi modelli che nel seguito si andranno ad analizzare nel dettaglio. Si richiamano i concetti e le equazioni base delle due tipologie di macchine.

4.1 Motore SPM

Una motore SPM (Surface Mounted Permanent Magnet) è una macchina elettrica rotante brushless a magneti permanenti. Essa ha i magneti sul rotore i quali ne ricoprono la quasi totalità della superficie mentre, sullo statore, si colloca l'avvolgimento trifase che percorso da corrente crea a sua volta un campo magnetico. I conduttori di ciascuna delle tre fasi sono distribuiti in cave ricavate nello statore lungo la direzione della generatrice del cilindro e le tre fasi tra loro sono sfasati di un angolo fisso e pari a $\frac{2}{3}\pi$. I due campi magnetici, di rotore dovuto ai magneti e di statore dovuto agli avvolgimenti percorsi da corrente, sommati, interagiscono con le correnti negli avvolgimenti e creano delle forze che mettono in rotazione il rotore.

Le equazioni delle tensioni delle tre fasi di statore sono:

$$\begin{cases} u_a = Ri_a + \frac{d\lambda_a}{dt} \\ u_b = Ri_b + \frac{d\lambda_b}{dt} \\ u_c = Ri_c + \frac{d\lambda_c}{dt} \end{cases} \quad (4.1)$$

Si è supposto che la resistenza di fase R sia la stessa per tutte e tre le fasi; λ_n è il flusso concatenato con la fase n e vale:

$$\begin{cases} \lambda_a = \lambda_{mg,a} + \lambda_{i,a} \\ \lambda_b = \lambda_{mg,b} + \lambda_{i,b} \\ \lambda_c = \lambda_{mg,c} + \lambda_{i,c} \end{cases} \quad (4.2)$$

dove $\lambda_{mg,n}$ e $\lambda_{i,n}$ sono rispettivamente la componente di flusso concatenato con la fase n dovuto ai magneti e la componente di flusso dovuta alle correnti di statore. Il flusso dovuto ai magneti per le tre fasi vale:

$$\begin{cases} \lambda_{mg,a} = \Lambda_{mg} \cos(\theta_{me}) \\ \lambda_{mg,b} = \Lambda_{mg} \cos(\theta_{me} - \frac{2}{3}\pi) \\ \lambda_{mg,c} = \Lambda_{mg} \cos(\theta_{me} + \frac{2}{3}\pi) \end{cases} \quad (4.3)$$

dove Λ_{mg} è il flusso concatenato massimo dovuto ai magneti e θ_{me} è l'angolo meccanico-elettrico ovvero il prodotto tra l'angolo meccanico e il numero di coppie polari della macchina.

Il flusso dovuto alle correnti per le tre fasi vale:

$$\begin{cases} \lambda_{i,a} = Li_a \\ \lambda_{i,b} = Li_b \\ \lambda_{i,c} = Li_c \end{cases} \quad (4.4)$$

dove $L = L_{SS} + |L_{MSS}|$;

L_{SS} è l'autoinduttanza di fase supposta uguale per tutte e tre le fasi mentre L_{MSS} è la mutua induttanza anch'essa supposta uguale tra tutti i possibili mutui accoppiamenti delle fasi.

Per il controllo del motore è opportuno fare un cambiamento di assi di riferimento passando dal sistema (a,b,c) a quello (d,q). In questo sistema bifase di riferimento si prende per comodità l'asse d chiamato asse diretto solidale con l'asse a e l'asse q in quadratura ovvero sfasato di $\frac{\pi}{2}$ in anticipo. Questo sistema di riferimento è molto utile ai fini del controllo poichè si ottiene che la corrente lungo l'asse d agisce solamente sul flusso mentre la corrente di asse q è direttamente proporzionale alla coppia motrice prodotta. Le grandezze di un sistema trifase possono essere individuate dalle proiezioni di un vettore rotante sui tre assi sfasati nel piano di $\frac{2}{3}\pi$. Lo stesso vettore rotante può essere proiettato su un sistema bifase con due assi sfasati di $\frac{\pi}{2}$ e solidali o con lo statore o con il rotore.

Il vettore rotante g^s riferito al sistema solidale con lo statore può essere riferito al sistema rotante solidale con il rotore g^r tramite l'equazione

$$g^s = g^r e^{j\theta_{me}} \quad (4.5)$$

L'equazione della tensione si può quindi esprimere come:

$$u^r e^{j\theta_{me}} = Ri^r e^{j\theta_{me}} + L \frac{d}{dt} (i^r e^{j\theta_{me}}) + j\omega_{me} \Lambda_{mg} e^{j\theta_{me}} \quad (4.6)$$

sviluppando la derivata e semplificando $e^{j\theta_{me}}$ da ambo le parti si ottiene

$$u^r = Ri^r + L \frac{di^r}{dt} + j\omega_{me} Li^r + j\omega_{me} \Lambda_{mg} \quad (4.7)$$

Scomponendo lungo i due assi si ottengono le equazioni di asse d e q come segue

$$\begin{cases} u_d = Ri_d + L \frac{di_d}{dt} - \omega_{me} Li_q \\ u_q = Ri_q + L \frac{di_q}{dt} + \omega_{me} Li_d + \omega_{me} \Lambda_{mg} \end{cases} \quad (4.8)$$

I flussi lungo i due assi sono:

$$\begin{cases} \lambda_d = Li_d + \Lambda_{mg} \\ \lambda_q = Li_q \end{cases} \quad (4.9)$$

La trasformazione effettuata non è conservativa per la potenza quindi si deve applicare il termine correttivo $\frac{3}{2}$ alla potenza calcolata nel sistema di

riferimento rotante. L'espressione della potenza già corretta col fattore $\frac{3}{2}$ vale:

$$P_{assorbita} = \frac{3}{2}(u_d i_d + u_q i_q) = \underbrace{\frac{3}{2}R(i_d^2 + i_q^2)}_{P_j} + \underbrace{\frac{3}{2} \frac{d}{dt} \left[\frac{1}{2} L (i_d^2 + i_q^2) \right]}_{\frac{d}{dt} W_m} + \underbrace{\frac{3}{2} \omega_m \Lambda_{mg} i_q}_{P_{em}} \quad (4.10)$$

dove P_j =perdite per effetto Joule $\frac{d}{dt} W_m$ =variazione dell'energia magnetica immagazzinata P_{em} =potenza convertita

La potenza elettrica convertita in meccanica deve inoltre rispettare la formula classica per la potenza meccanica

$$P_{em} = T \omega_m \quad (4.11)$$

dove T =coppia prodotta da motore [N] ω_m =velocità angolare meccanica [rad/s] Eguagliando le due equazioni per la potenza convertita si ricava l'equazione della coppia

$$T = \frac{3}{2} p \Lambda_{mg} i_q \quad (4.12)$$

Lo schema a blocchi di un motore SPM è quindi il seguente

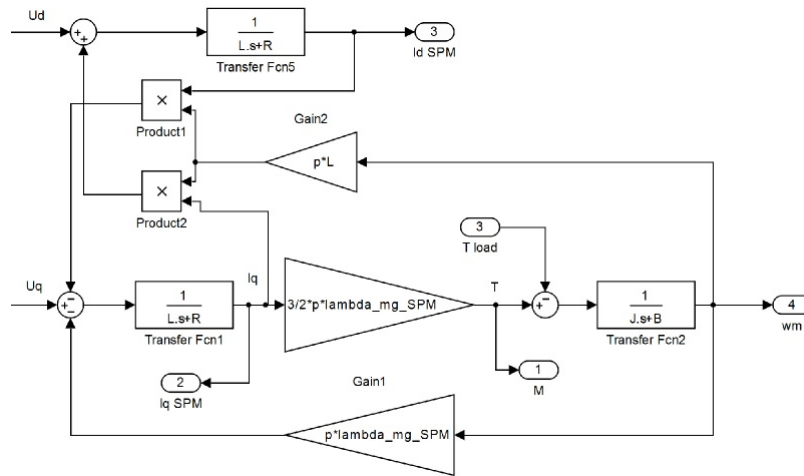


Figura 4.2: Schema a blocchi SPM

4.1.1 Limiti e regioni di funzionamento di un SPM

I limiti da rispettare sono esprimibili dalle seguenti disequazioni

$$\begin{cases} i_d^2 + i_q^2 \leq I_N^2 \\ u_d^2 + u_q^2 \leq U_N^2 \end{cases} \quad (4.13)$$

In pratica non bisogna superare i valori nominali di tensione e corrente. Si trascuri la caduta resistiva, a regime la disequazione relativa alle tensioni può essere riscritta come

$$\left(I_d \frac{\Lambda_{mg}}{L}\right)^2 + I_q^2 \leq \frac{U_N^2}{\Omega_{me}^2 L^2} \quad (4.14)$$

Si nota che i luoghi dei punti nel piano (I_d, I_q) individuati dai due limiti sono due circonferenze. Il limite di corrente è una circonferenza con centro nell'origine degli assi e raggio I_N .

La circonferenza limite per le tensioni invece non è univoca. Infatti il centro è fissato e ha coordinate che valgono:

$$\begin{cases} i_{dC} = -\frac{\Lambda_{mg}}{L} \\ i_{qC} = 0 \end{cases} \quad (4.15)$$

Il raggio della circonferenza però varia al variare della velocità del rotore e precisamente più la velocità è grande e più il raggio è piccolo.

Nel piano (I_d, I_q) appena descritto le curve isocoppia sono delle rette orizzontali poichè come si vede nelle equazioni solo la componente di corrente di asse q contribuisce alla coppia.

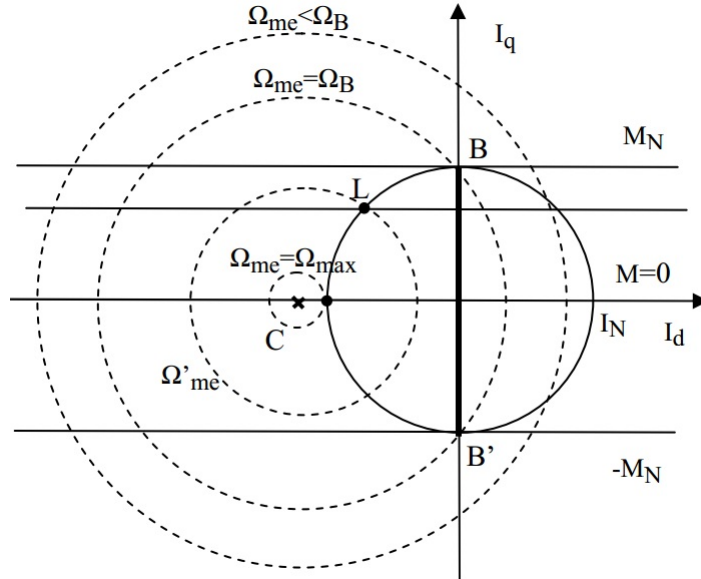


Figura 4.3: Limiti di funzionamento SPM

Si definisce velocità base Ω_B la massima velocità alla quale sia disponibile la coppia massima. L'equazione della velocità base si ottiene facilmente dal limite di tensione sostituendo la disuguaglianza con un'eguaglianza e

imponendo:

$$\begin{cases} \Omega_{me} = \Omega_B \\ I_d = 0 \\ I_q = I_N \end{cases} \quad (4.16)$$

Si ottiene:

$$\Omega_B = \pm \frac{U_N}{\sqrt{\Lambda_{mg}^2 + L^2 I_N^2}} \quad (4.17)$$

Per velocità superiori si ha una circonferenza limite di tensione minore; questo comporta l'impossibilità di raggiungere la coppia massima rispettando i limiti. I limiti di tensione e correnti visti sono perciò traducibili in limiti di velocità e coppia.

Per velocità superiori alla velocità base ci si dovrà accontentare di coppie inferiori alla nominale fino ad una velocità massima alla quale corrisponde una coppia fornita nulla.

La velocità massima si ricava sempre dal limite di tensione imponendo l'uguaglianza e le seguenti condizioni:

$$\begin{cases} \Omega_{me} = \Omega_{MAX} \\ I_d = I_N \\ I_q = 0 \end{cases} \quad (4.18)$$

Si ottiene:

$$\Omega_{MAX} = \pm \frac{U_N}{\Lambda_{mg} - L I_N} \quad (4.19)$$

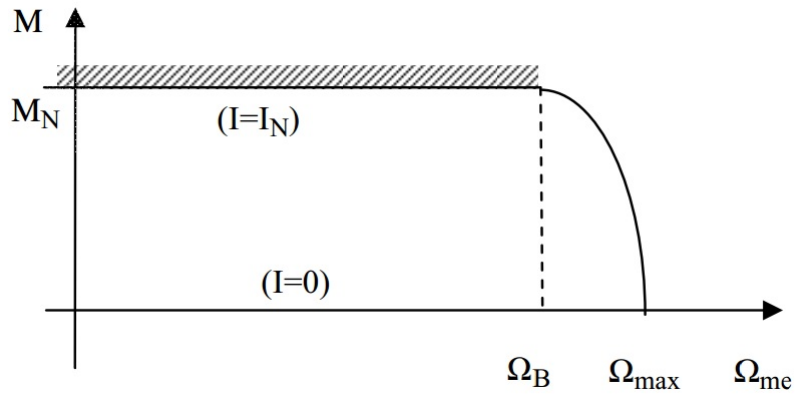


Figura 4.4: Regione di funzionamento SPM

diretto come L_d e l'induttanza in quadratura L_q . Si trascuria la ripetizione di tutta la trattazione fatta per l'SPM che porterebbe alle seguenti equazioni delle tensioni

$$\begin{cases} u_d = Ri_d + L_d \frac{di_d}{dt} - \omega_{me} L_q i_q \\ u_q = Ri_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega_{me} L_d i_d + \omega_{me} \Lambda_{mg} \end{cases} \quad (4.20)$$

Si noti che le equazioni sono le stesse a patto di considerare le corrette induttanze che nell'IPM non si possono più considerare uguali tra i due assi. Vediamo il bilancio delle potenze

$$P = \underbrace{\frac{3}{2} R(i_d^2 + i_q^2)}_{P_j} + \underbrace{\frac{3}{2} \frac{d}{dt} \left[\frac{1}{2} L_d i_d^2 + \frac{1}{2} L_q i_q^2 \right]}_{\frac{d}{dt} W_m} + \underbrace{\frac{3}{2} \omega_{me} [(L_d i_d + \Lambda_{mg}) i_q - L_q i_q i_d]}_{P_{em}} \quad (4.21)$$

Sapendo, come fatto per l'SPM, che la potenza meccanica vale $P_m = T\omega_m$ eguagliando le due equazioni della potenza si ricava l'equazione della coppia

$$T = \frac{3}{2} p [\Lambda_{mg} i_q + (L_d - L_q) i_d i_q] \quad (4.22)$$

Si vede che la coppia presenta un nuovo termine dovuto alla riluttanza della macchina mentre il primo termine è lo stesso che presenta l'SPM.

Vediamo lo schema a blocchi dell'IPM

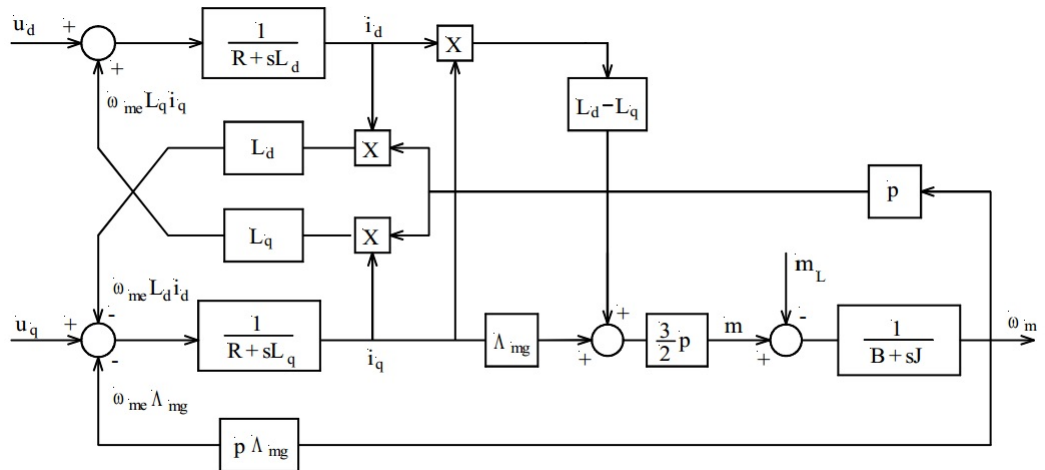


Figura 4.6: Schema a blocchi IPM

4.2.1 Limiti e regioni di funzionamento dell'IPM

Le disequazioni che rappresentano i limiti di funzionamento entro la corrente e la tensione nominale rimangono le 4.13. Sostituendo le tensioni dei due assi all'interno del limite di tensione si ottiene

$$\left(\frac{L_q}{L_d}\right)^2 I_q^2 + \left(I_d + \frac{\Lambda_{mg}}{L_d}\right)^2 \leq \frac{U_n^2}{\Omega_{me}^2 L_d^2} \quad (4.23)$$

Il luogo dei punti che descrive il limite di tensione nel piano I_d, I_q nel caso di motore anisotropo IPM non descrive più una circonferenza come nel caso visto prima dell'SPM. Il limite diventa un'ellisse che varia le proprie dimensioni al variare della velocità del rotore.

Le coordinate del centro dell'ellisse valgono

$$\begin{cases} I_d = -\frac{\Lambda_{mg}}{L_d} \\ I_q = 0 \end{cases} \quad (4.24)$$

Il limite delle correnti invece rimane una circonferenza centrata nell'origine.

Come si vede dall'equazione 4.22 la coppia non dipende solo dalla corrente di asse in quadratura ma comprende anche il termine di riluttanza che è proporzionale al prodotto delle due correnti. Si ottiene che nel piano (I_d, I_q) le curve isocoppia non sono più delle semplici rette ma diventano delle iperboli.

Esse presentano un asintoto verticale per I_d che vale:

$$I_d' = \frac{\Lambda_{mg}}{L_q - L_d} \quad (4.25)$$

Come visto per il motore SPM la velocità base Ω_B rappresenta la massima velocità alla quale sia disponibile la coppia nominale rimanendo entro i limiti di tensione e corrente. L'equazione della velocità base di un IPM è ricavabile dal sistema di equazioni:

$$\begin{cases} I_N^2 = I_d^2 + I_q^2 = 5^2 = 25; \\ I_q^2 = \frac{I_d[\Lambda_{mg} + (L_d - L_q)I_d]}{L_d - L_q} \\ \left(\frac{L_q}{L_d}\right)^2 I_q^2 + \left(I_d + \frac{\Lambda_{mg}}{L_d}\right)^2 = \frac{U_n^2}{\Omega_B^2 L_d^2}; \end{cases} \quad (4.26)$$

Avendo tre incognite sono necessarie tre equazioni ovvero quelle che descrivono i limiti e regioni di funzionamento del motore IPM. Si vede infatti che la prima equazione descrive il limite di corrente, la seconda descrive il luogo dell'MTPA e la terza è il limite di tensione.

Dalla prima equazione del sistema (4.26) si esplicita il termine I_q^2 il quale viene sostituito nella seconda equazione. Ora nella seconda equazione l'unica incognita è la corrente di asse diretto la quale può essere esplicitata. Risulta:

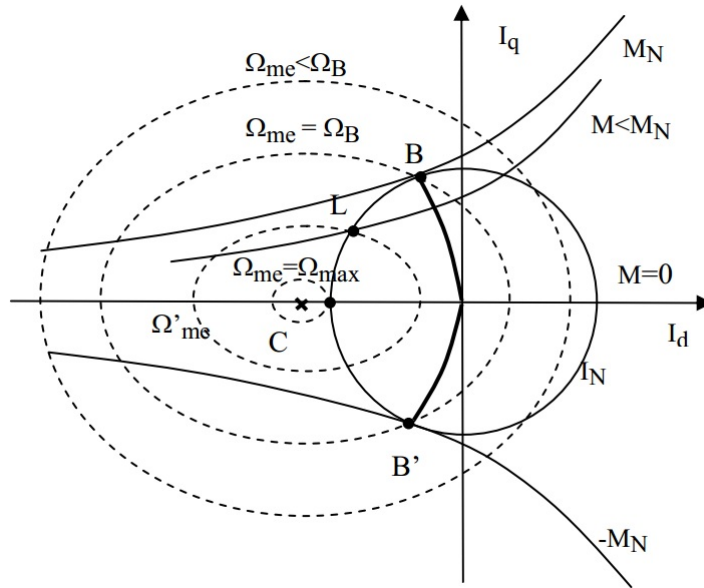


Figura 4.7: Limiti di funzionamento IPM

$$-2I_d^2 - \frac{\Lambda_{mg}IPM}{L_d - L_q} I_d + I_N^2 = 0 \quad (4.27)$$

Sostituendo i valori dei parametri del motore IPM si ottengono due soluzioni. Solo una sarà quella vera. Una volta scartata la soluzione sbagliata tramite la prima equazione del sistema (4.26) è facilmente calcolabile anche la corrente in quadratura.

Ora basta esplicitare la velocità base dalla terza equazione e sostituire i valori di correnti ottenuti. Si ottiene:

$$\Omega_B = \sqrt{\frac{U_n^2}{L_d^2 \left[\left(\frac{L_q}{L_d} \right)^2 I_q^2 + \left(I_d + \frac{\Lambda_{mg}}{L_d} \right)^2 \right]}} \quad (4.28)$$

L'equazione rappresentante la velocità massima raggiungibile da un IPM è invece ricavabile eguagliando la disequazione (4.23) e operando le sostituzioni descritte nel sistema di equazioni (4.18) Si ottiene:

$$\Omega_{MAX} = \pm \frac{U_N}{\Lambda_{mg} - L_d I_N} \quad (4.29)$$

4.2.2 MTPA per motore IPM

L' MTPA per un motore IPM non è più rappresentato da una semplice retta come nel caso analizzato dell'SPM.

Si è visto che per un motore a magneti permanenti brushless anisotropo la

coppia contiene un ulteriore termine, dovuto alla riluttanza della macchina, proporzionale al prodotto delle correnti dei due assi. Si consideri la curva a coppia costante tangente alla circonferenza limite di corrente. Questa coppia raggiunta al limite di corrente prende il nome di coppia nominale della macchina e l'unica combinazione di correnti dei due assi utile per produrre la coppia richiesta senza uscire dalla circonferenza limite è individuata dalle proiezioni lungo i due assi del segmento congiungente l'origine al punto di tangenza. Le correnti nei due assi ottenute sono quindi quelle che minimizzano il modulo dell'ampiezza del vettore corrente.

Nel punto di tangenza la pendenza vale:

$$m_1 = \frac{dI_q}{dI_d} \quad (4.30)$$

La retta passante per l'origine e il punto di tangenza avrà una pendenza pari a:

$$m_2 = \frac{I_q}{I_d} \quad (4.31)$$

Le due rette sono chiaramente perpendicolari e la geometria ci fornisce l'equazione di legame tra le pendenze di due rette perpendicolari. Essa vale:

$$m_1 = -\frac{1}{m_2} \quad (4.32)$$

Dall'equazione della coppia 4.22 si esplicita I_q ottenendo:

$$I_q = \frac{T}{\frac{3}{2}p[\Lambda_{mg} + (L_d - L_q)i_d]} \quad (4.33)$$

Si deriva l'equazione appena ottenuta in funzione di I_d in modo tale da ottenere l'espressione della pendenza m_1

$$m_1 = \frac{dI_q}{dI_d} = \frac{I_q(L_q - L_d)}{\Lambda_{mg} + (L_d - L_q)I_d} \quad (4.34)$$

Ora conoscendo l'espressione di m_1 dall'equazione 4.32 si ricava m_2 ottenendo:

$$m_2 = \frac{I_q}{I_d} = \frac{\Lambda_{mg} + (L_d - L_q)I_d}{I_q(L_d - L_q)} \quad (4.35)$$

Dall'equazione 4.35 si esplicita I_q in funzione di I_d e l'espressione che si ottiene fornisce il luogo dei punti dell'MTPA

$$I_q = \pm \sqrt{\frac{I_d[\Lambda_{mg} + (L_d - L_q)I_d]}{L_d - L_q}} \quad (4.36)$$

Il luogo dei punti ottenuti viene illustrato in fig.4.8 esso è sempre tangente alle curve isocoppia.

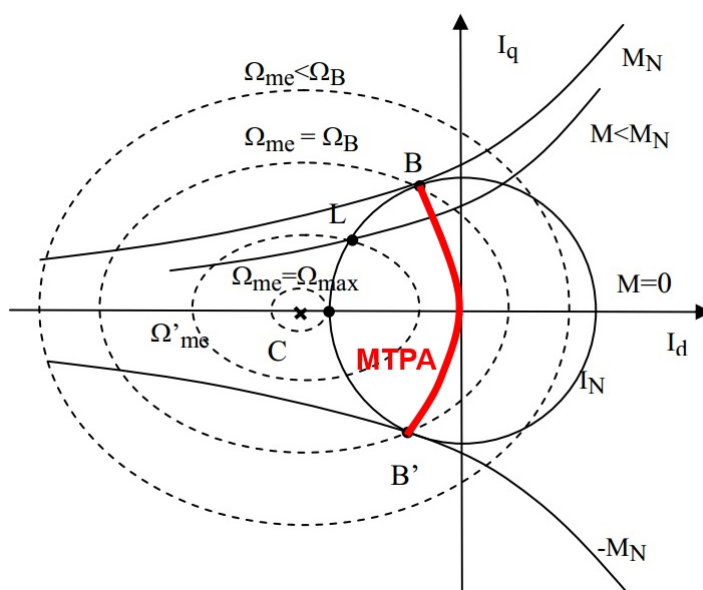


Figura 4.8: MTPA per motore IPM

4.3 Dati motore reale e motore fittizio

I parametri del motore IPM che si desidera emulare vengono elencati in tabella 4.1

Parametro	Simbolo	Valore	Unità di misura
Induttanza asse d	L_d	0.038	Henry
Induttanza asse q	L_q	0.15	Henry
Flusso magneti	Λ_{mg}	0.317	Wb
Tensione nominale	V_n	240	V
Corrente nominale	I_n	5	A
Coppia nominale	T_n	30	Nm
Resistenza statorica	R	0.5	Ω

Tabella 4.1: Parametri motore IPM da emulare

Il motore SPM scelto, atto ad emulare l'IPM con i parametri di tabella 4.1, presenta invece i seguenti dati di targa riportati in tabella 4.2

4.4 Limiti e regioni di funzionamento dei motori reale e fittizio

Si consideri il motore IPM da emulare.

4.4. LIMITI E REGIONI DI FUNZIONAMENTO DEI MOTORI REALE E FITTIZIO41

Parametro	Simbolo	Valore	Unità di misura
Induttanza sincrona	L	0.08	Henry
Flusso magneti	Λ_{mg}	0.559	Wb
Tensione nominale	V_n	240	V
Corrente nominale	I_n	5	A
Coppia nominale	T_n	30	Nm
Resistenza statorica	R	0.5	Ω

Tabella 4.2: Parametri motore SPM

Per calcolare la velocità base si parte dal calcolo della corrente I_d tramite l'equazione (4.27). Risulta:

$$\begin{cases} I_{d1} = -2.8; \\ I_{d2} = 4.459; \end{cases} \quad (4.37)$$

La soluzione corretta è la prima poichè la corrente di asse diretto nel luogo dell'MTPA assume solo valori negativi. La corrente di asse in quadratura è facilmente calcolabile dalla prima equazione del sistema (4.26) e vale:

$$I_q = \sqrt{I_N^2 - I_d^2} = 4.14$$

Ora dall'equazione (4.28) si calcola la velocità base ottenendo:

$$\Omega_B = 355.5[\text{rad/s}]$$

La velocità meccanica corrispondente alla velocità base meccanica elettrica ottenuta vale:

$$\Omega_{Bmecc} = \Omega_B/p = 44.44[\text{rad/s}]$$

La velocità massima è ricavabile tramite l'equazione (4.29) ottenendo:

$$\Omega_{MAX} = \pm 1325.97[\text{rad/s}]$$

Alla quale corrisponde una velocità meccanica pari a:

$$\Omega_{meccMAX} = \frac{\Omega_{MAX}}{p} = 165.75[\text{rad/s}] \quad (4.38)$$

Dal sistema di equazioni (4.24) si ottengono le coordinate del centro delle ellissi limite di tensione le quali valgono:

$$I_d = -9.763[A]$$

$$I_q = 0[A]$$

L'asintoto verticale delle parabole isocoppia ha ascissa che, secondo l'equazione (4.25), vale:

$$I'_d = 3.3125[A]$$

Dopo aver calcolato asintoto e centro delle ellissi unitamente alla conoscenza dell'equazione delle ellissi (4.23), all'equazione della coppia di un motore IPM (4.21) e della circonferenza limite di corrente, centrata nell'origine e di raggio pari alla corrente nominale di 5 Ampere, è possibile rappresentare i limiti di funzionamento del motore IPM sotto esame come si può vedere in figura 4.9

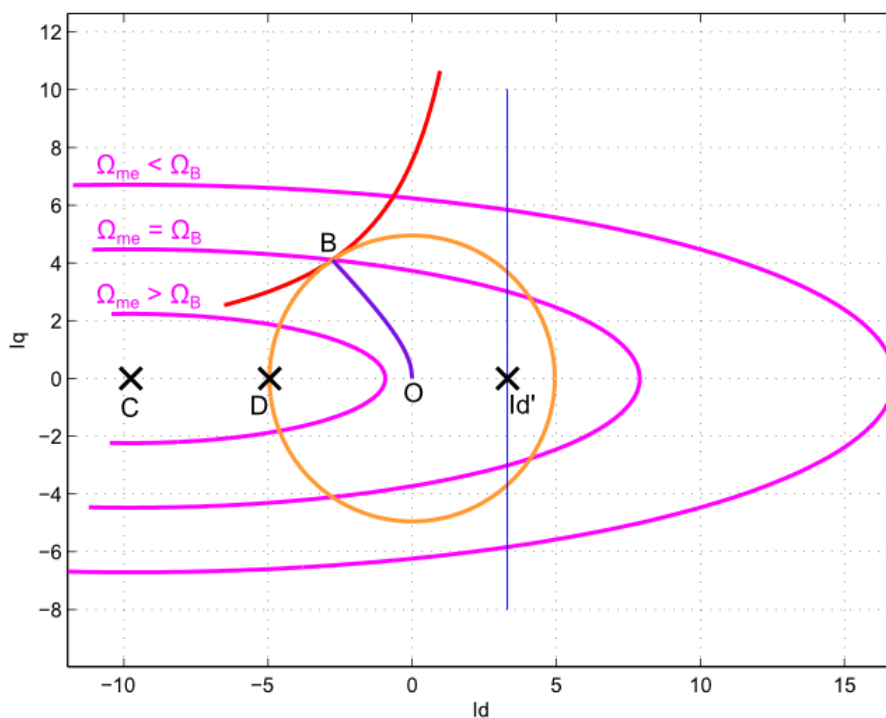


Figura 4.9: Limiti di funzionamento IPM emulato

Per quanto riguarda l'SPM la velocità base si calcola con l'equazione (4.17) ricavata in precedenza. Si ottiene

$$\Omega_B = 349.16[rad/s]$$

La velocità meccanica corrispondente alla velocità base meccanica elettri-

ca ottenuta vale:

$$\Omega_{Bmecc} = \Omega_B/p = 43.65[\text{rad/s}]$$

Per quanto riguarda la velocità massima dalla (4.19) si ottiene:

$$\Omega_{MAX} = 1509.43[\text{rad/s}]$$

Alla quale corrisponde una velocità meccanica pari a:

$$\Omega_{meccMAX} = \frac{\Omega_{MAX}}{p} = 188.68[\text{rad/s}]$$

Si vede che le velocità base dei due motori sono quasi identiche mentre la velocità massima dell'SPM è maggiore di quella dell'IPM. Questo ci assicura che la regione di funzionamento dell'IPM sia contenuta entro quella dell'SPM. In figura 4.10 sono illustrate le regioni di funzionamento dei due motori sotto esame. Esse sono state ricavate da varie prove a velocità di riferimento diverse determinando la massima coppia disponibile per ogni velocità.

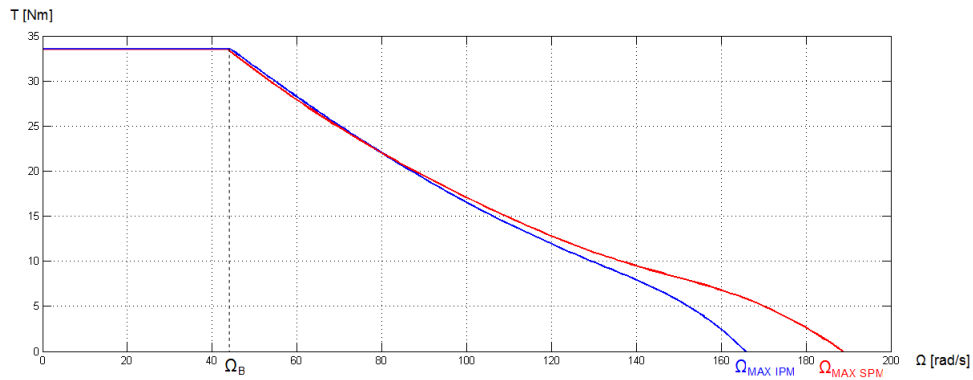


Figura 4.10: Regioni Coppia-Velocità di funzionamento IPM ed SPM

4.5 Modello emulazione completo

Lo schema realizzativo dettagliato di questo modello è riportato in figura 4.11.

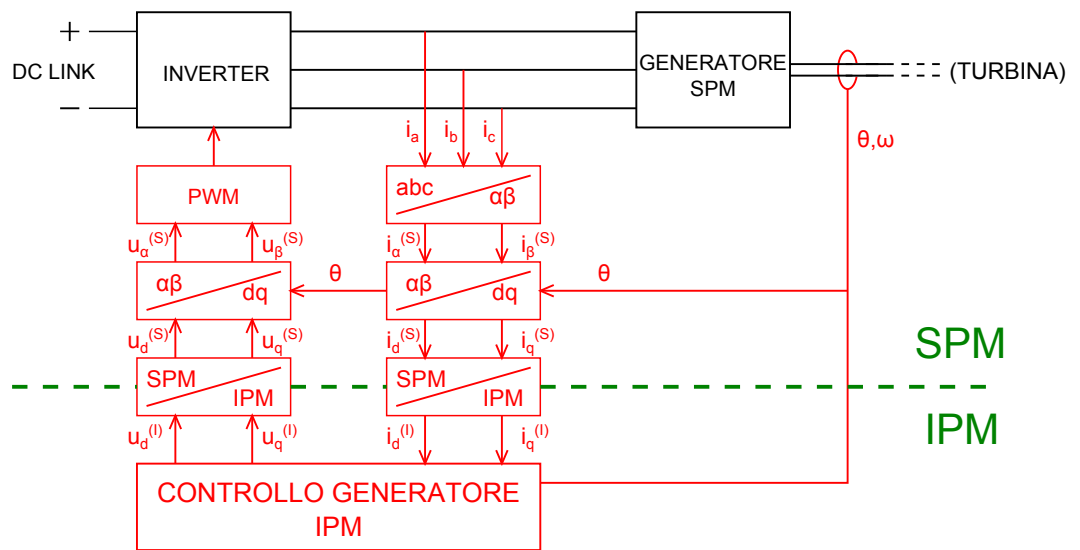


Figura 4.11: Azionamento IPM emulato dettagliato

Il modello simulato realizzato con Simulink rappresentante lo schema in figura 4.11 è riportato in figura 4.12.

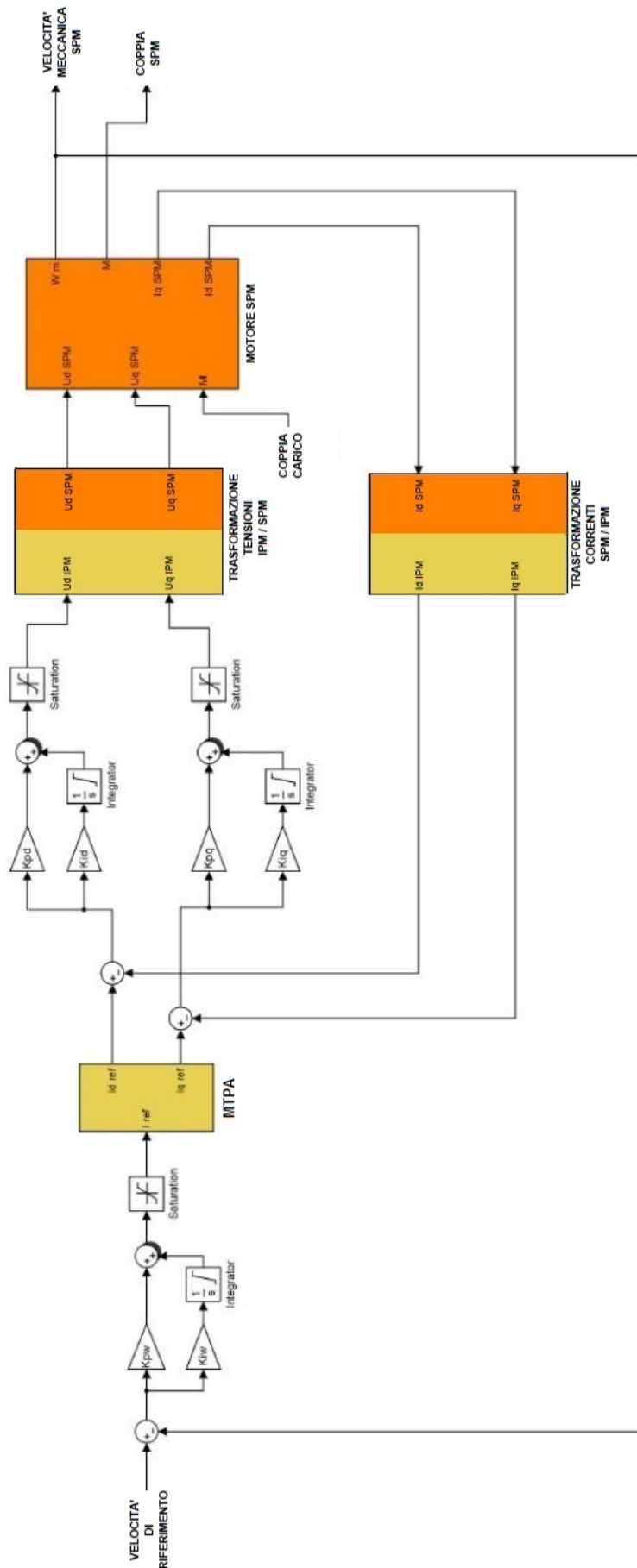


Figura 4.12: Modello azionamento IPM emulato

Questo primo modello (chiamato completo) si basa su due importanti criteri:

- 1) Invarianza della coppia prodotta dalle due macchine;
- 2) Uguaglianza della tensione a pari velocità. La seconda assunzione la si può vedere anche come l'imposizione dell'uguaglianza del flusso statorico delle due macchine nell'ipotesi che la resistenza dell'avvolgimento sia trascurabile. L'equazione della coppia per una macchina SPM vale

$$T^{(S)} = 3/2p\Lambda_{mg}^{(S)}i_q^{(S)} \quad (4.39)$$

dove l'apice (S) stà ad indicare che i parametri sono riferiti all'SPM. Mentre per una macchina IPM si aggiunge il termine dovuto alla riluttanza, ovvero

$$T^{(I)} = 3/2p[\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta Li_d^{(I)}]i_q^{(I)} \quad (4.40)$$

dove l'apice (I) stà ad indicare che i parametri sono riferiti all'IPM. Come abbiamo già detto imponiamo l'uguaglianza della coppia perciò le due equazioni in questo modello dovranno essere eguagliate. Per quanto riguarda la tensione si farà l'ipotesi di avere $R=0$ e quindi a regime le tensioni di asse d e asse q per un SPM sono le ben note equazioni

$$\begin{cases} u_d^{(S)} = -\omega_{me}Li_q^{(S)} \\ u_q^{(S)} = \omega_{me}[Li_d^{(S)} + \Lambda_{mg}^{(S)}] \end{cases} \quad (4.41)$$

Per una macchina IPM le equazioni vanno leggermente modificate per tener conto dei diversi valori di induttanza nei due assi.

$$\begin{cases} u_d^{(I)} = -\omega_{me}L_qi_q^{(I)} \\ u_q^{(I)} = \omega_{me}[L_di_d^{(I)} + \Lambda_{mg}^{(I)}] \end{cases} \quad (4.42)$$

L'uguaglianza della tensione equivale all'uguaglianza della somma dei quadrati delle tensioni di asse d e asse q delle due macchine. Otteniamo

$$\begin{cases} (u_d^{(S)})^2 + (u_q^{(S)})^2 = (u_d^{(I)})^2 + (u_q^{(I)})^2 \\ (Li_q^{(S)})^2 + (Li_d^{(S)} + \Lambda_{mg}^{(S)})^2 = (L_qi_q^{(I)})^2 + (L_di_d^{(I)} + \Lambda_{mg}^{(I)})^2 = \Lambda^2 \end{cases} \quad (4.43)$$

Notiamo che quello che otteniamo è proprio l'uguaglianza dei flussi e questo è dovuto alle approssimazioni fatte. Possiamo ora mettere a sistema le due equazioni della trasformazione

$$\begin{cases} \Lambda_{mg}^{(S)}i_q^{(S)} = [\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta Li_d^{(I)}]i_q^{(I)} = \frac{T}{3/2p} \\ (Li_q^{(S)})^2 + (Li_d^{(S)} + \Lambda_{mg}^{(S)})^2 = (L_qi_q^{(I)})^2 + (L_di_d^{(I)} + \Lambda_{mg}^{(I)})^2 = \Lambda^2 \end{cases} \quad (4.44)$$

4.5.1 Trasformazione delle correnti

La prima trasformazione che viene analizzata è quella delle correnti. Essa è la più importante poichè sono le correnti a giocare il ruolo fondamentale di generare la coppia e il flusso e quindi, la loro uguglianza nelle due macchine è ottenuta agendo opportunamente sulle correnti. Poniamo $M = \frac{T}{3/2p}$

M e Λ^2 sono noti dai parametri e dalle misure sull'SPM. Dalla prima equazione del sistema (4.44) si ricava:

$$i_q^{(I)} = \frac{M}{\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta L i_d^{(I)}} \quad (4.45)$$

Sostituendo $i_q^{(I)}$ nella seconda equazione del sistema (4.44) si ottiene

$$L_q^2 M^2 + [\Lambda_{mg}^{(I)} + L_d i_d^{(I)}](\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta L i_d^{(I)})^2 = \Lambda^2 (\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta L i_d^{(I)})^2 \quad (4.46)$$

Si vede subito che l'equazione è di quarto grado e quindi non di semplice risoluzione. In prima battuta si è deciso di risolverla grazie al modello simulink riportato in figura 4.13

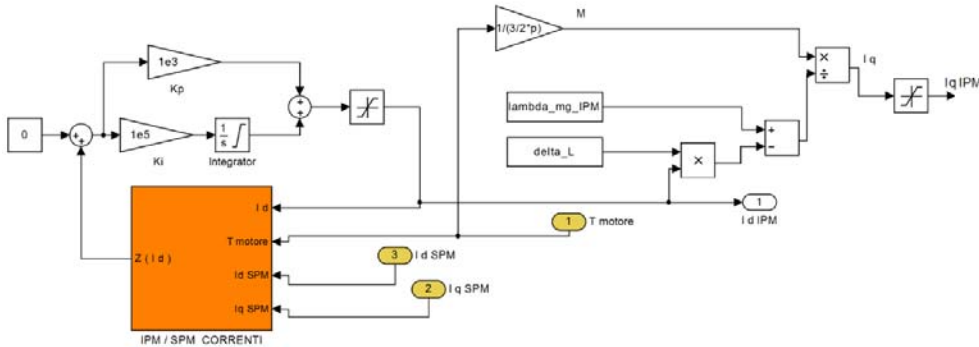


Figura 4.13: Modello Simulink per la risoluzione dell'equazione di 4 grado

L'anello chiuso rappresentato presenta un ingresso costante fissato a zero che deve essere il risultato della seguente equazione

$$Z(I_d) = L_q^2 M^2 + [\Lambda_{mg}^{(I)} + L_d i_d^{(I)}](\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta L i_d^{(I)})^2 - \Lambda^2 (\Lambda_{mg}^{(I)} - \Delta L i_d^{(I)})^2 = 0 \quad (4.47)$$

Essa altro non è che l'equazione (4.46) nella quale si sono raggruppati tutti i termini da un lato del segno di uguaglianza.

Nella catena diretta si ha un regolatore PI che fornisce in uscita la corrente di asse diretto della macchina IPM che si desidera ottenere. Questa corrente $i_d^{(I)}$ la si pone in ingresso al blocco in retroazione chiamato IPM/SPM CORRENTI al cui interno si è riprodotta l'equazione da risolvere. L'uscita

di questo anello chiuso fornisce la $I_d^{(I)}$, la quale viene poi utilizzata per calcolare la $I_q^{(I)}$ secondo l'equazione (4.45).

Successivamente a svariate simulazioni con risultati non soddisfacenti si è arrivati a concludere che questo modello risolutivo non era adatto al nostro problema.

Dalla matematica infatti è noto che un'equazione di 4 grado presenta 4 soluzioni. Questo è un grosso problema poichè il modello adottato non assicura la convergenza alla soluzione esatta.

La soluzione adottata è stata quella di utilizzare uno script di Matlab realizzato ad hoc il quale risolve l'equazione fornendo le 4 possibili soluzioni, poi calcola le rispettive $I_q^{(I)}$ associate ad ognuna delle 4 $I_d^{(I)}$, infine calcola i flussi prodotti con le varie combinazioni di correnti verificandone la conservazione. Si sono calcolate le corrette $I_d^{(I)}$ e le corrispondenti $I_q^{(I)}$ facendo variare $I_d^{(S)}$ e $I_q^{(S)}$ a passi discreti fino alla corrente nominale. Si sono ricavate quindi due matrici di trasformazione, la prima che fornisce i valori di $I_d^{(I)}$ al variare delle correnti dell'SPM e la seconda che fornisce $I_q^{(I)}$ sempre al variare delle correnti dell'SPM.

Le matrici ottenute sono state infine inserite in due blocchi Simulink chiamati Look up table 2-D i quali hanno lo scopo di interpolare i valori della matrice per ingressi qualsiasi. In questo modo si è ottenuta la trasformazione delle correnti da SPM a IPM.

È interessante approfondire come le correnti dell' SPM e dell' IPM vengano trasformate. Si è proceduto fissando $I_q^{(S)}$ e facendo variare $I_d^{(S)}$ a passi discreti per diversi valori di $I_q^{(S)}$. Mantenere la corrente dell'asse in quadrature dell'SPM equivale a mantenere la coppia prodotta dalla macchina costante, inoltre le trasformazioni studiate partono dall'imposizione della conservazione della coppia. Vediamo nei grafici come sono gli andamenti delle correnti per trasformazioni a diverse $I_q^{(S)}$. In figura 4.14 sono state evidenziate con delle frecce come le coppie di correnti discrete considerate del motore SPM vengono mappate nel piano delle correnti dell'IPM.

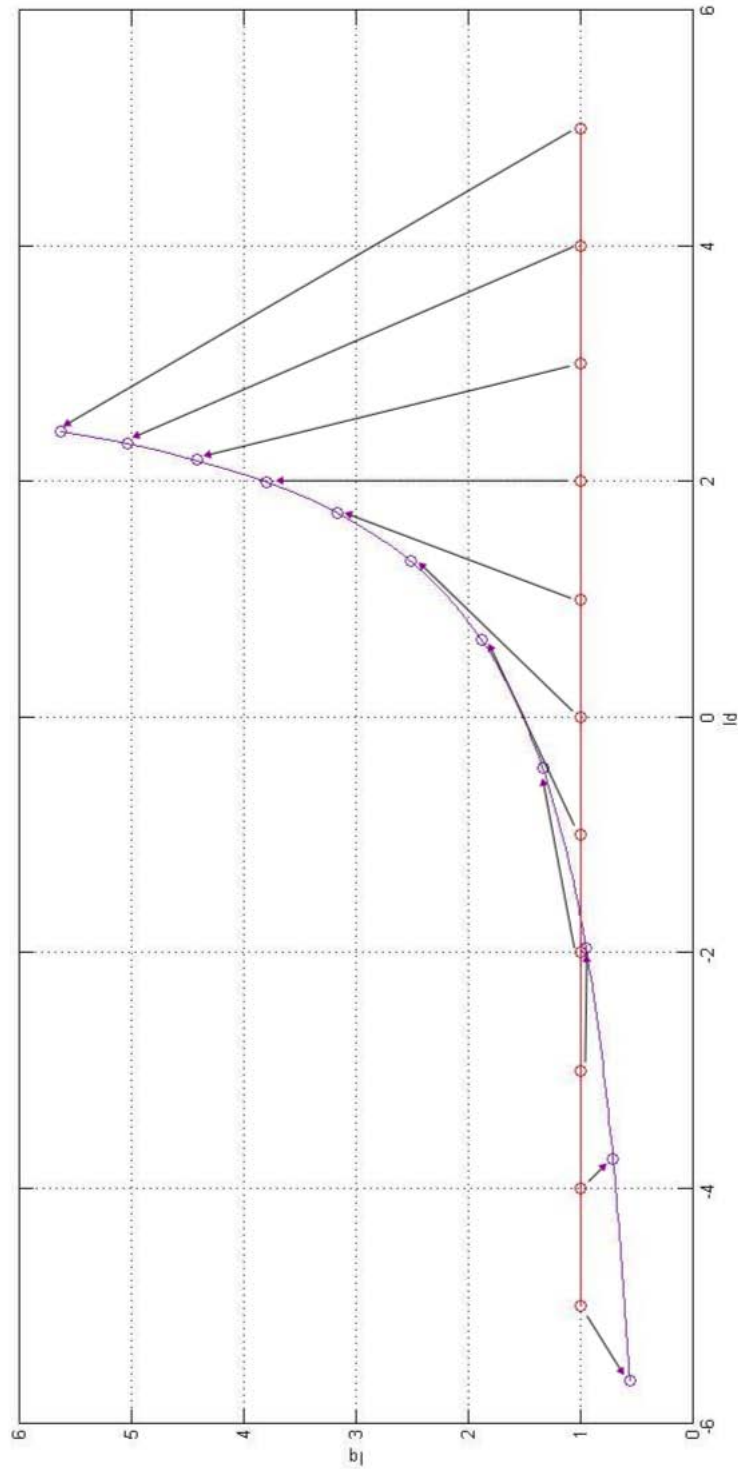
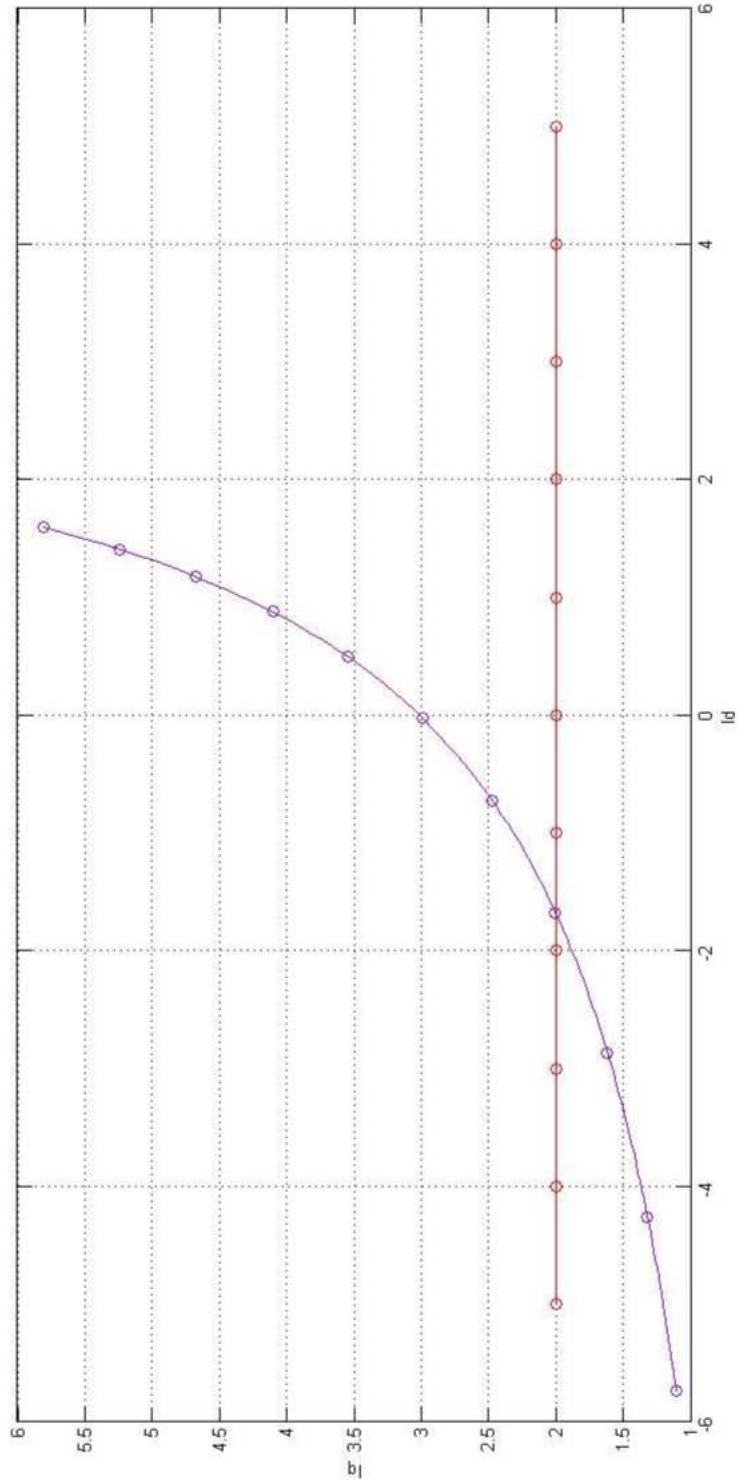
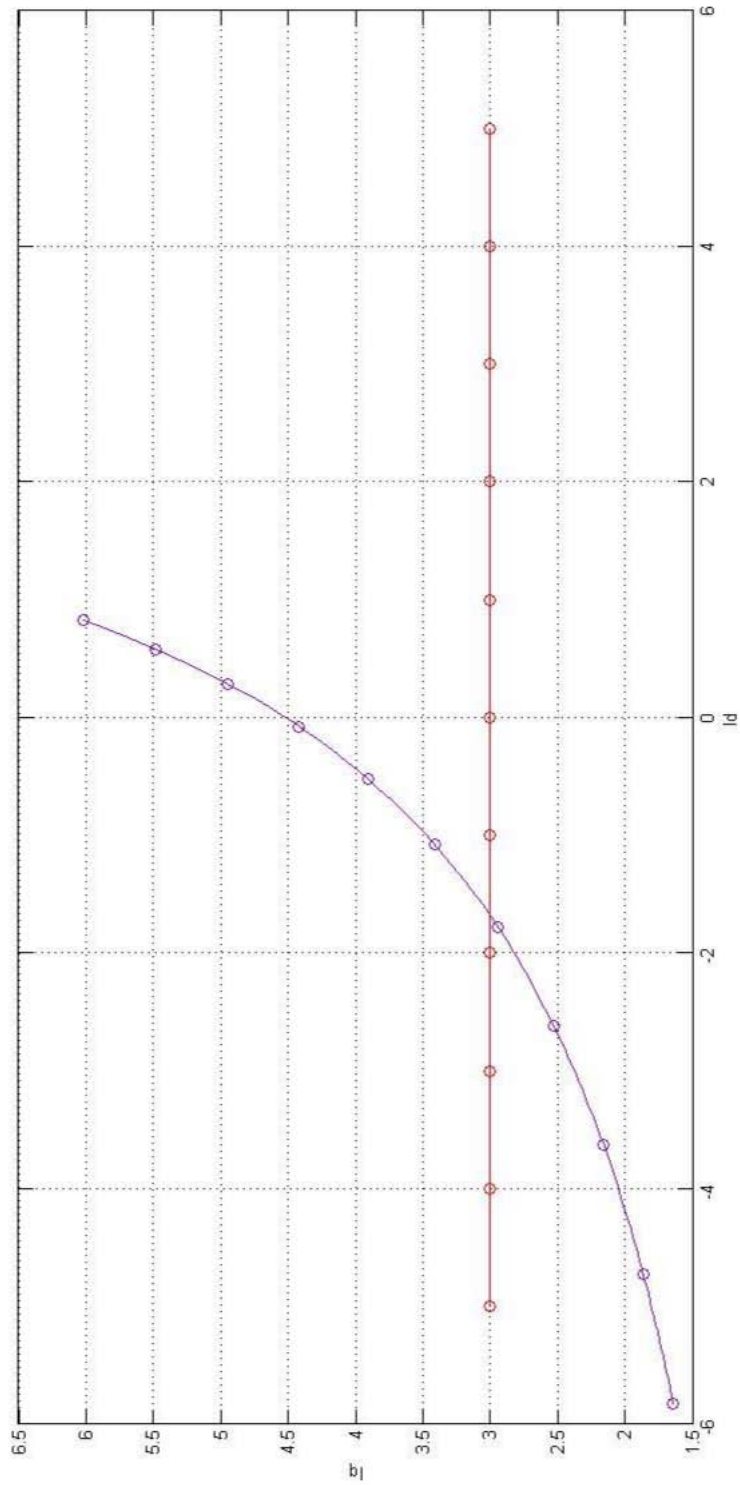
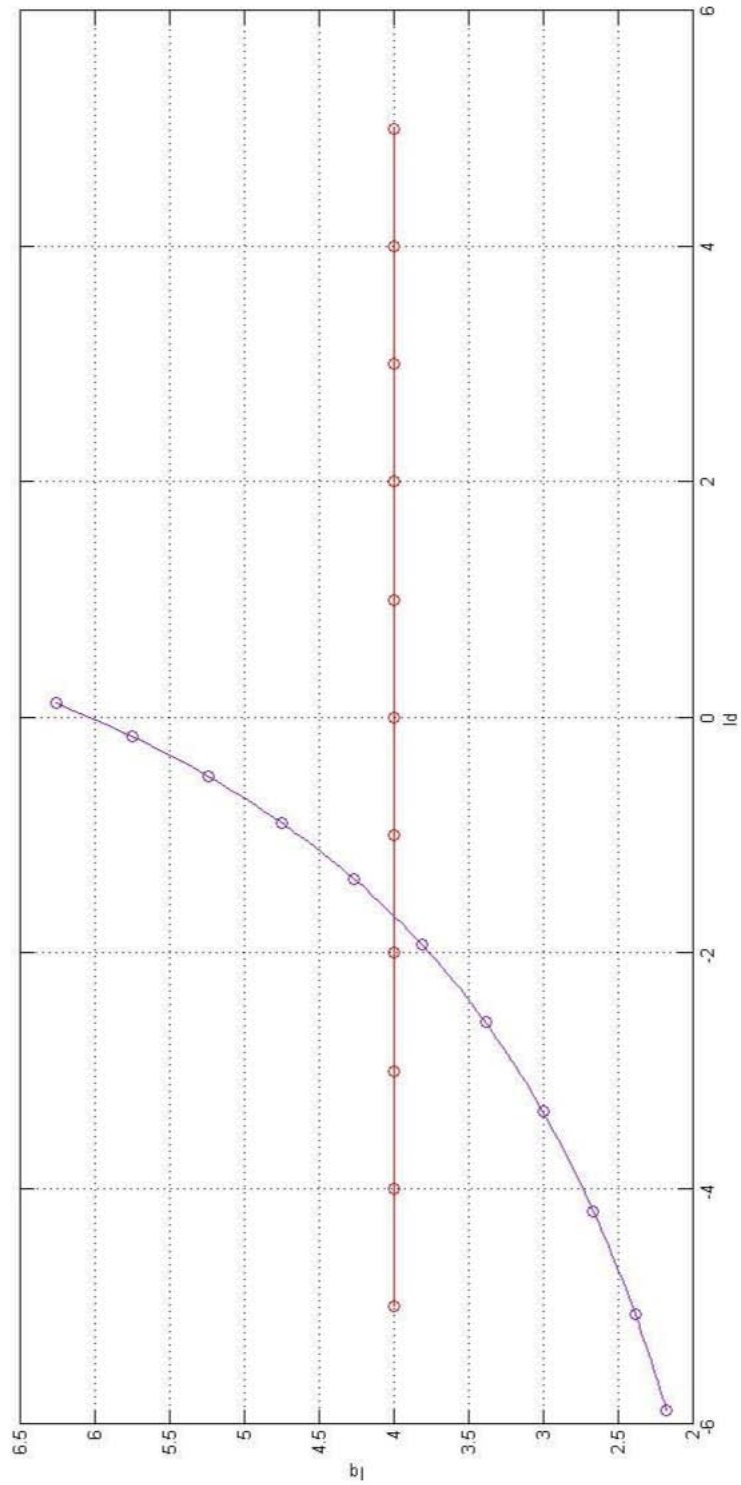
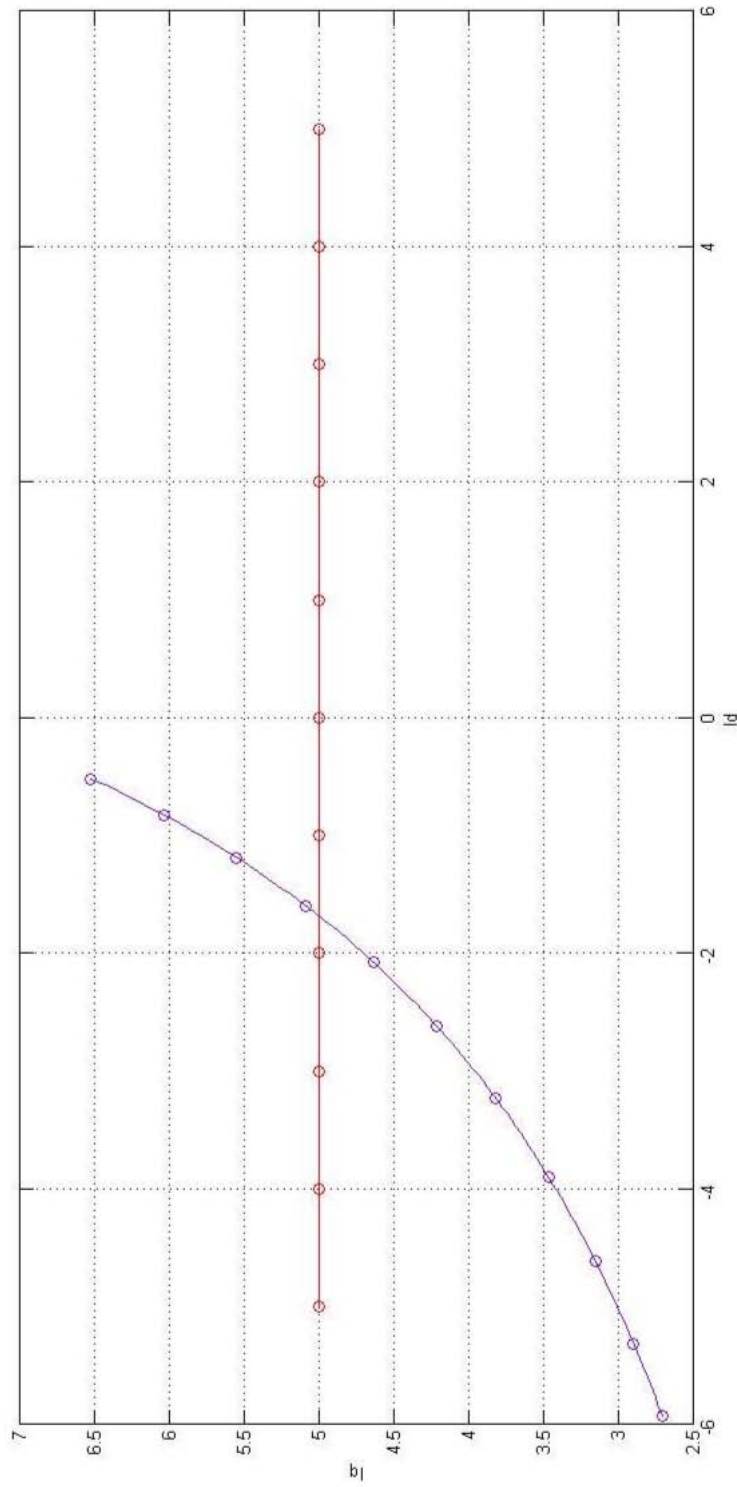


Figura 4.14: Trasformazione correnti con $Iq^{(S)} = 1$

Figura 4.15: Trasformazione correnti con $I_q^{(S)} = 2$

Figura 4.16: Trasformazione correnti con $I_q^{(S)} = 3$

Figura 4.17: Trasformazione correnti con $I_q^{(S)} = 4$

Figura 4.18: Trasformazione correnti con $I_q^{(S)} = 5$

Le curve a $I_q^{(S)} = \text{cost}$ e quindi a coppia costante vengono mappate nel piano IPM in iperboli. Questo risultato conferma che la trasformazione ha conservato la coppia poichè come visto nel paragrafo 4.2.1 le curve a coppia costante per un IPM sono delle iperboli. Si osserva la presenza di un asintoto verticale che rispetta l'equazione 4.25 che vale:

$$I_d' = \frac{\Lambda_{mg}}{L_q - L_d} = \frac{0.371}{0.150 - 0.038} = 3.2125[A] \quad (4.48)$$

In fig. 4.19 si possono vedere le varie curve caratteristiche dell'IPM.

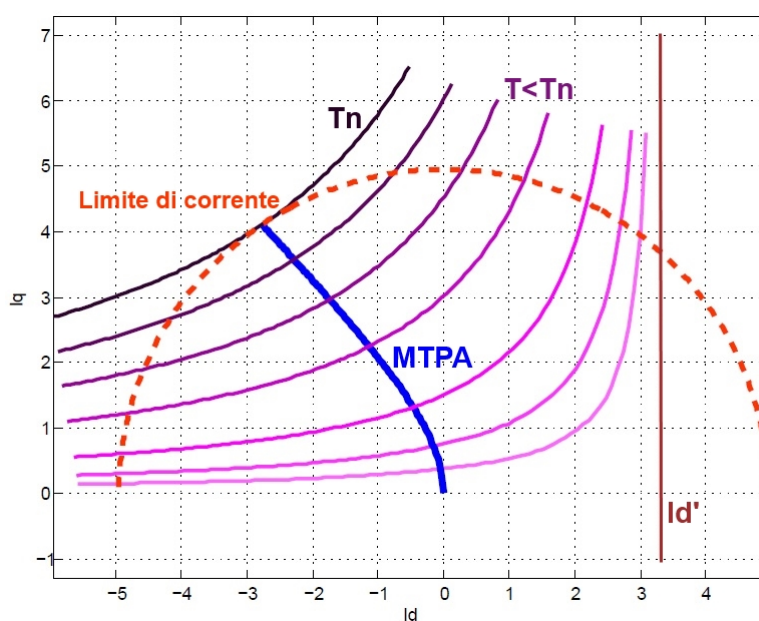


Figura 4.19: Curve isocoppia IPM e MTPA

4.5.2 Realizzazione del controllo MTPA

La corrente di riferimento lato IPM è stata ricavata tramite un regolatore PI a partire da un riferimento di velocità che si vuole dare al motore. Dalla corrente totale si sono ricavate le componenti di asse diretto e in quadratura sfruttando il principio di massima coppia a parità di corrente ovvero l'importante tecnica dell' MTPA.

Il primo modello di MTPA lo si è realizzato tramite l'anello chiuso rappresentato nel dettaglio in figura 4.20

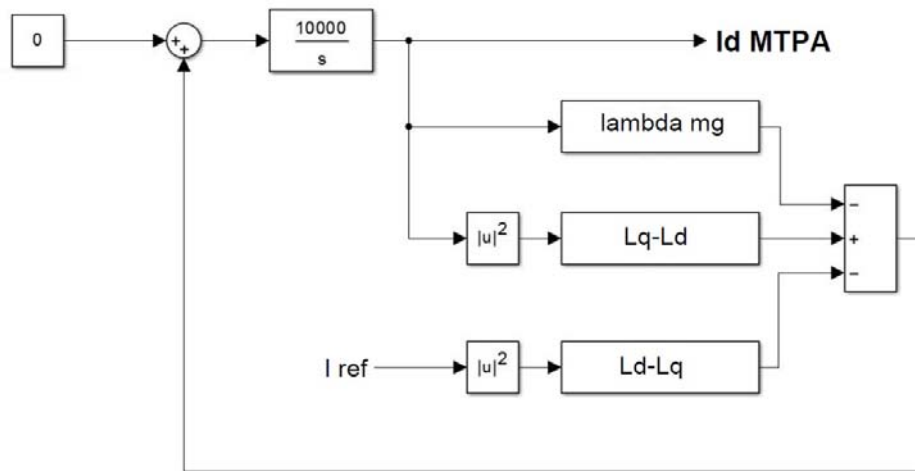


Figura 4.20: Modello MTPA per motore IPM

Esso riproduce l'equazione dell'MTPA 4.36 ricavata nel paragrafo riguardante il motore IPM. Questo blocco deve risolvere un'equazione di secondo grado per fornire la corrente di asse diretto relativa all' MTPA ed è stata verificata la sicura convergenza alla soluzione esatta.

Nonostante il modello assicuri la convergenza si è preferito utilizzare un secondo modello nel quale si fa ricorso a due blocchi simulink denominati look up table 1-D.

I due look up table prendono in ingresso la corrente di riferimento e, interpolando i valori del vettore noto costruito risolvendo l'equazione per alcuni valori discreti di I_q , producono in uscita rispettivamente la corrente di asse diretto e la corrente di asse in quadratura facenti parte del luogo dei punti dell'MTPA. Questo secondo modello a differenza del primo è statico poiché il legame ingresso uscita è fissato dal vettore interpolato contenuto all'interno del look up table mentre il primo modello ad anello chiuso comporta una certa dinamica prima di giungere a regime. Si è preferito evitare possibili problemi di dinamica causati da più anelli innestati uno all'interno dell'altro.

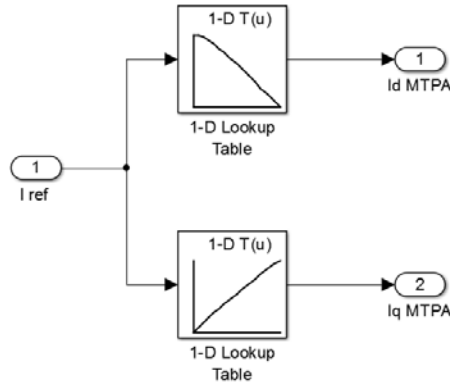


Figura 4.21: Modello MTPA per motore IPM con look up table 1-D

4.5.3 Deflussaggio IPM emulato

Fino a qui si è riusciti ad emulare il motore IPM desiderato sfruttando l'SPM posseduto ma solamente fino alla velocità base. Infatti se al motore SPM viene imposta una velocità superiore alla velocità base la tensione sfiora i limiti desiderati e se invece la tensione viene limitata il motore non andrà mai a velocità superiori alla velocità base. Per superare questo problema si ricorre all'utilizzo di tecniche di deflussaggio. Per velocità superiori alla velocità base il campo dei punti ammissibili è ottenuto dall'intersezione tra curva limite di corrente e curva limite di tensione. Come il punto L in figura 4.8 con riferimento di velocità $\Omega'_{me} > \Omega_B$. La coppia disponibile è minore della nominale e cala fino ad annullarsi per velocità pari alla velocità massima Ω_{MAX} .

Per spostare il punto di lavoro dal luogo dell'MTPA a quello che percorre la parte di circonferenza compresa tra il punto B, corrispondente alla velocità base, e il punto D, corrispondente alla velocità massima, di figura 4.9 si deve agire sul flusso prodotto dalla macchina e quindi sulle correnti. Come si vede in figura 4.9 a velocità superiori a quella base per seguire la parte di circonferenza bisogna agire sulla corrente di asse diretto producendo la cosiddetta corrente di asse diretto di deflussaggio la quale si somma algebricamente alla componente dovuta all'MTPA. La corrente di asse in quadratura andrà poi calcolata nel rispetto della corrente totale di riferimento.

Il termine deflussaggio viene chiarito riprendendo le equazioni della tensione dell'IPM (4.20). Dall'equazione della tensione di asse in quadratura è facilmente ricavabile il termine rappresentante il flusso della macchina di asse q. Esso comprende il flusso dei magneti sommato al termine del flusso prodotto dall'induttanza diretta. L'equazione vale:

$$\Lambda_q = L_d \dot{i}_d + \Lambda_{mg} \quad (4.49)$$

Si noti che per la tecnica di deflussaggio precedentemente esposta al superamento della tensione nominale la corrente di asse diretto I_d viene aumentata in modulo da un termine I_{dFW} dove FW stà per Flux Weakening ovvero deflussaggio. Il segno della corrente è però negativo e questo comporta un flusso di asse q discorde dal flusso dei magneti andando quindi a cancellarlo del tutto o in parte. La tensione risultante è quindi ridotta in modulo permettendo il rispetto del limite di tensione. Il modello Simulink adottato per il calcolo della corrente di deflussaggio è rappresentato in figura 4.22

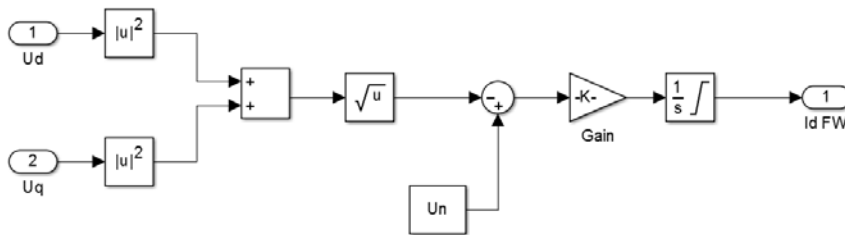


Figura 4.22: Modello Flux Weakening

In figura 4.22 si vede che al superamento della tensione nominale viene prodotta una componente negativa che dovrà poi essere sommata algebricamente alla corrente diretta. Per impedire di produrre corrente anche in condizione di tensione inferiore alla nominale l'uscita dell'integratore viene limitata a valori solamente negativi e fino alla corrente nominale negativa. Come precedentemente detto la corrente prodotta deve essere sommata algebricamente alla corrente in uscita dal blocco MTPA. Il guadagno K presente nel modello serve per modulare l'errore di tensione e il suo valore ottimale varia a seconda delle applicazioni.

La corrente di asse in quadratura I_q è poi ottenuta secondo l'equazione:

$$I_q = \sqrt{I_{ref}^2 - I_d^2} \quad (4.50)$$

4.5.4 Simulazioni

Il modello effettivamente completo inclusivo anche del deflussaggio è riportato in figura 4.23 nella quale è specificato che nel blocco di calcolo delle correnti è attuato il procedimento di deflussaggio descritto nel paragrafo precedente.

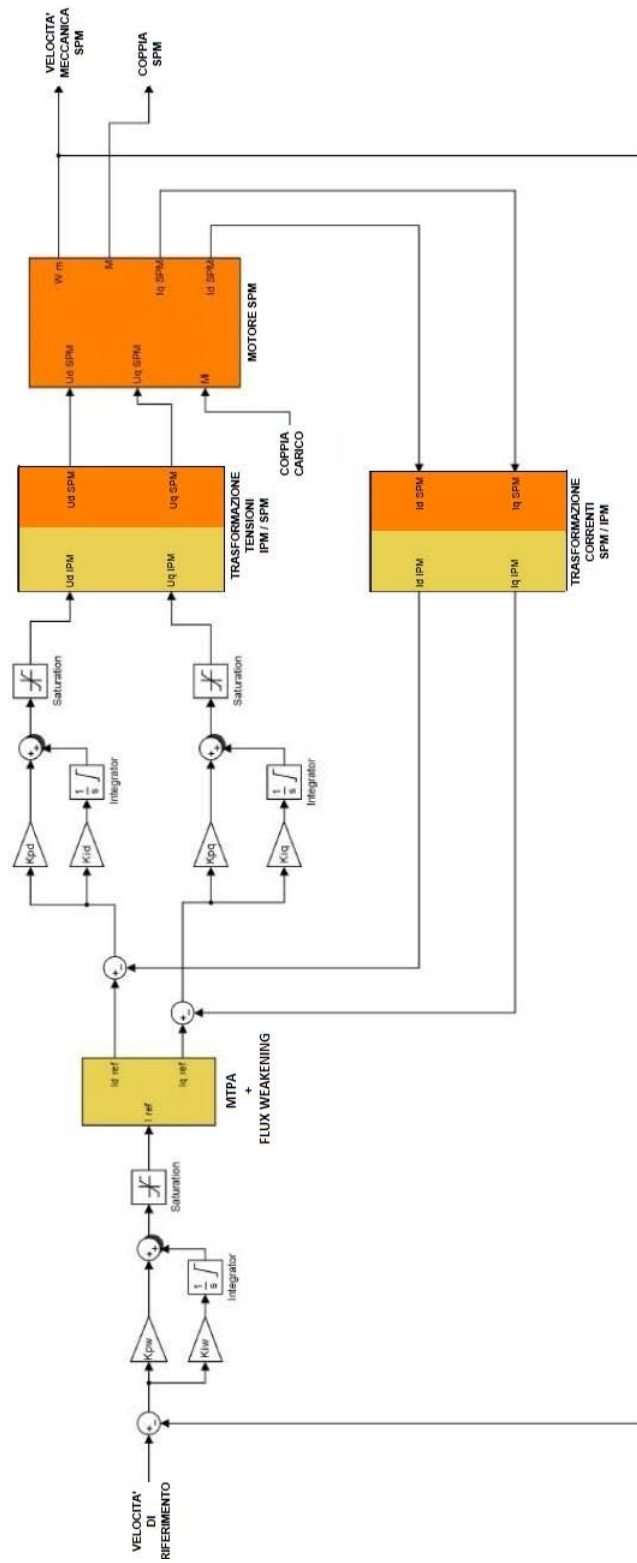


Figura 4.23: Modello azionamento comprensivo di Flux Weakening

La prima prova fatta sul modello consiste nell'imporre come velocità di riferimento dei valori partendo da zero via via crescenti e coppia di carico pari alla coppia nominale fino al raggiungimento del limite di tensione. Il valore di velocità per cui, alla coppia nominale, si arriva al limite di tensione è per definizione pari alla velocità base del motore e risulta pari alla velocità calcolata con l'equazione (4.28) di valore 44.44 [rad/s]. In figura 4.25 si vede che la tensione di riferimento $U_{ref} = \sqrt{U_d^2 + U_q^2}$ è giunta al limite pari alla tensione nominale del motore di 240 Volt alla velocità di riferimento riportata in figura 4.24.

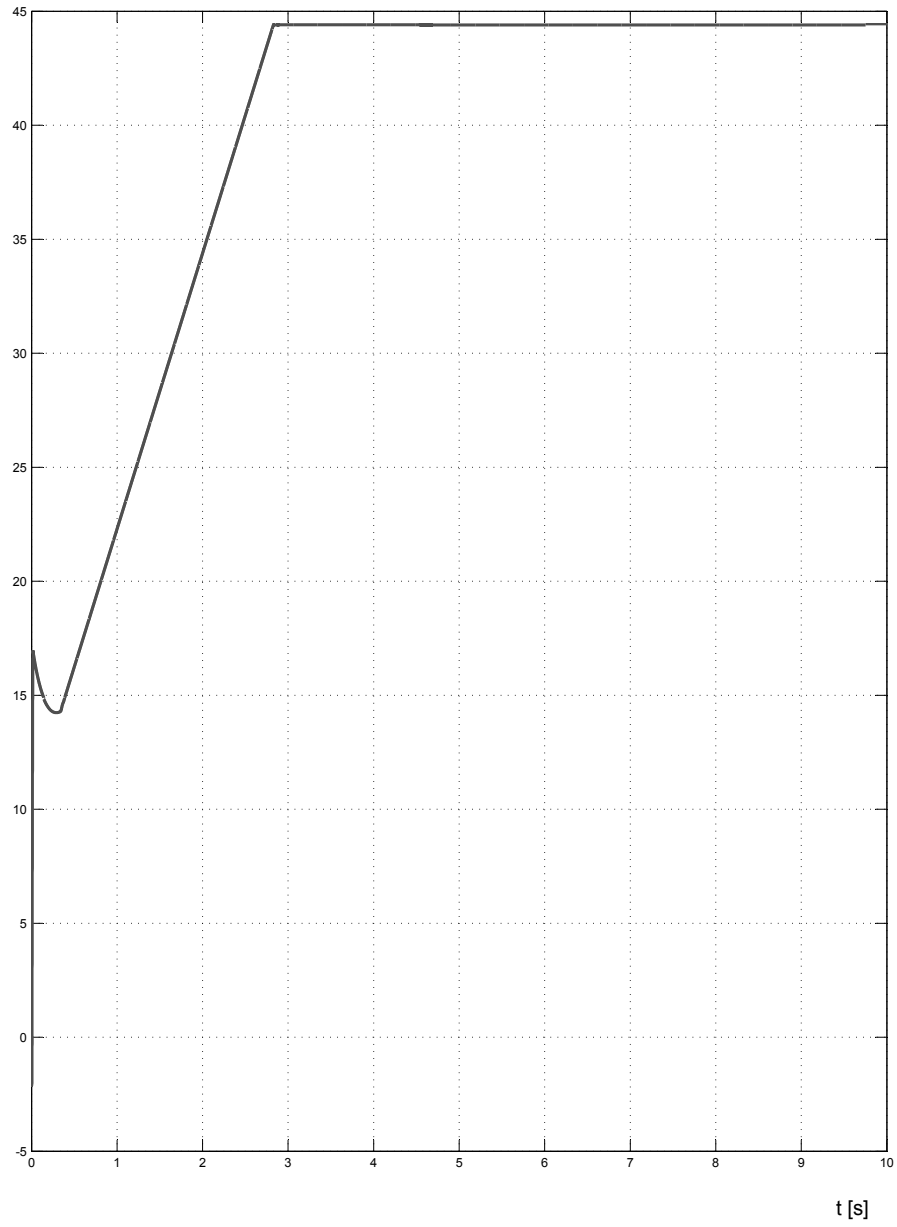


Figura 4.24: Velocità base

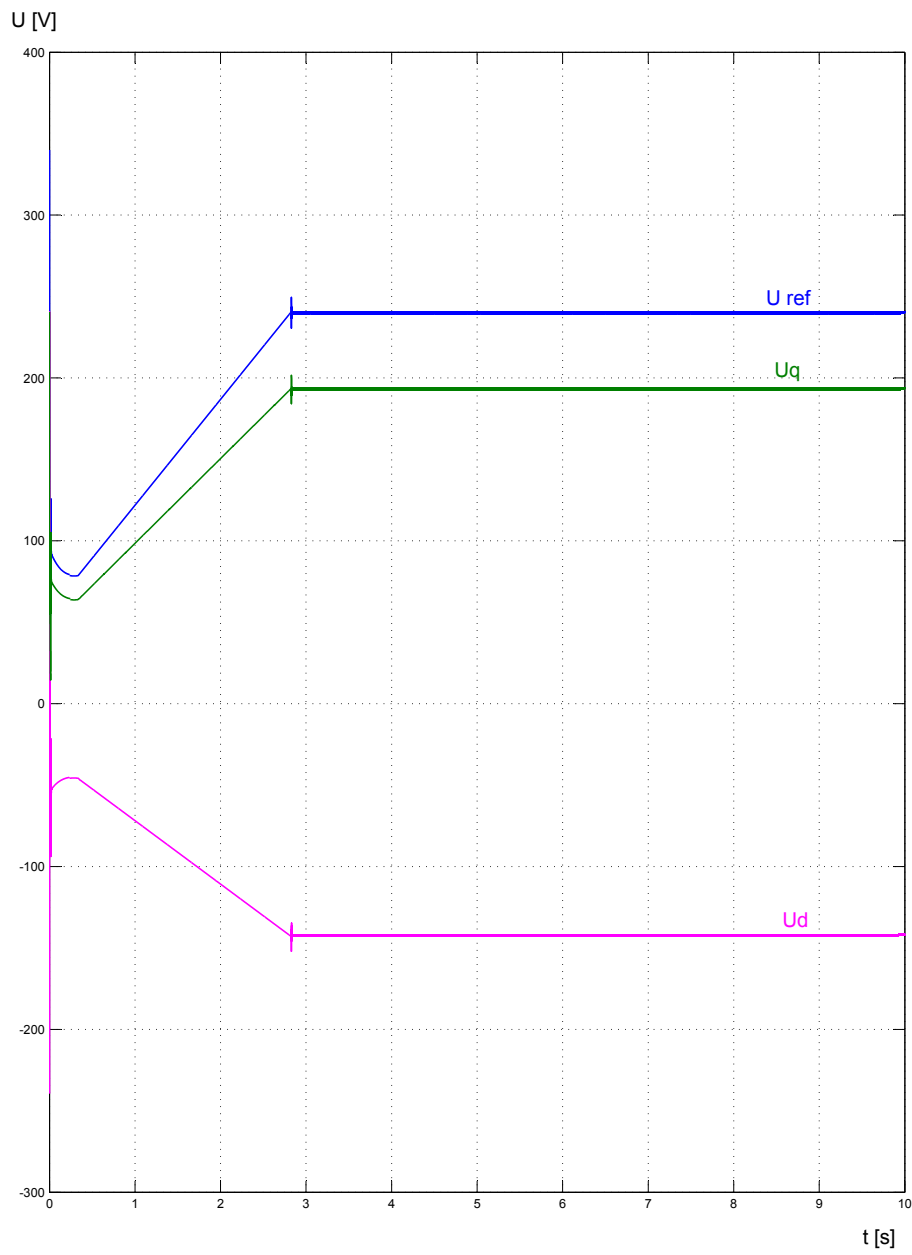


Figura 4.25: Tensioni a velocità base e coppia nominale

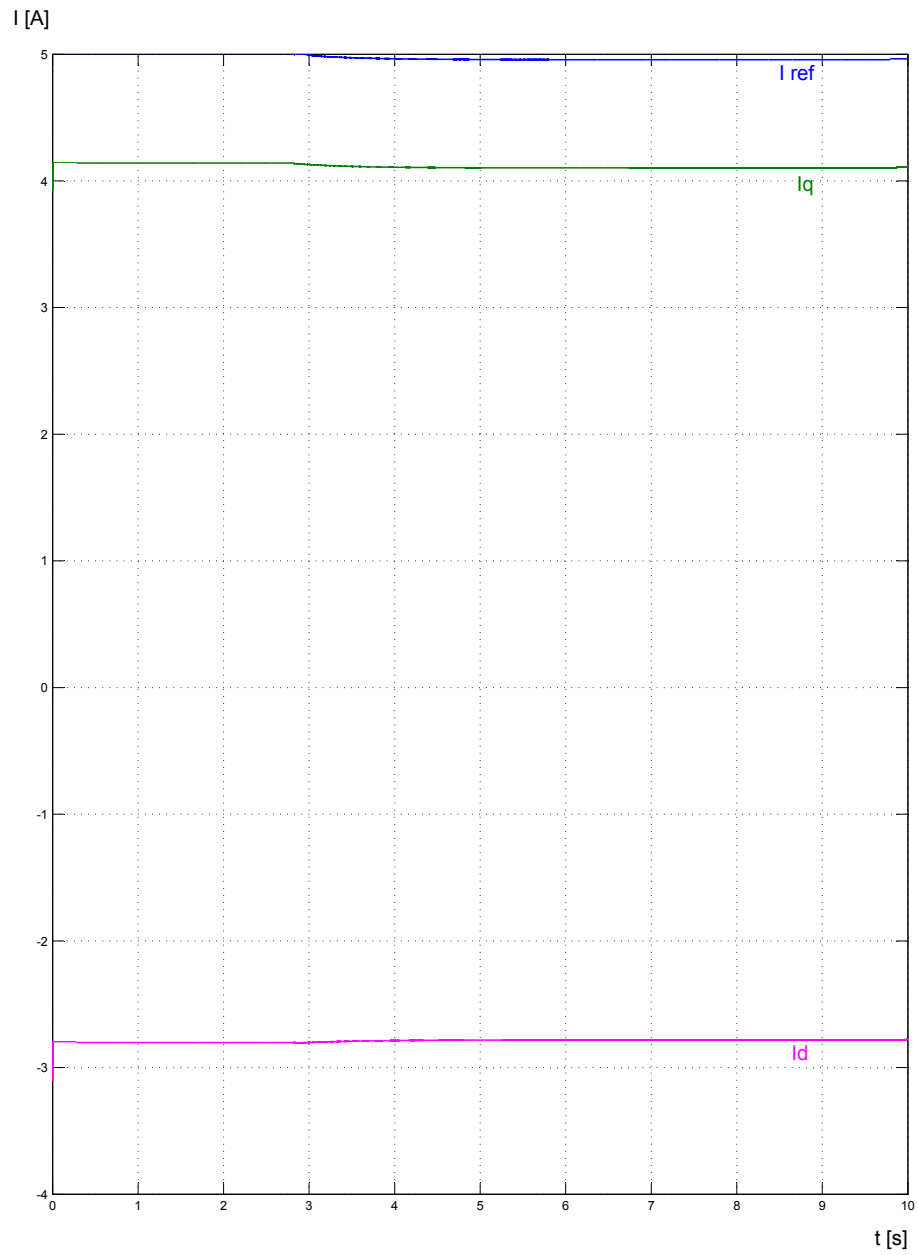


Figura 4.26: Correnti a velocità base e coppia nominale

Una volta individuata la velocità base e osservato il corretto funzionamento del modello fino ad essa si passa ad imporre riferimenti di velocità superiori. Si nota che se la coppia di carico richiesta rimane pari alla nominale la velocità non può aumentare oltre Ω_B . Si è visto infatti che in deflussaggio non è più possibile produrre la coppia nominale ma solo coppie

minori.

Annullando la coppia di carico si può impostare velocità via via crescenti ma la velocità meccanica massima raggiunta dal motore è quella che si era ricavata dall'equazione (4.29) divisa per il numero di poli e pari a 165.75 [rad/s]. In figura 4.27 si vede come per riferimenti di velocità superiori alla velocità massima il motore a regime ruoti alla velocità massima calcolata.

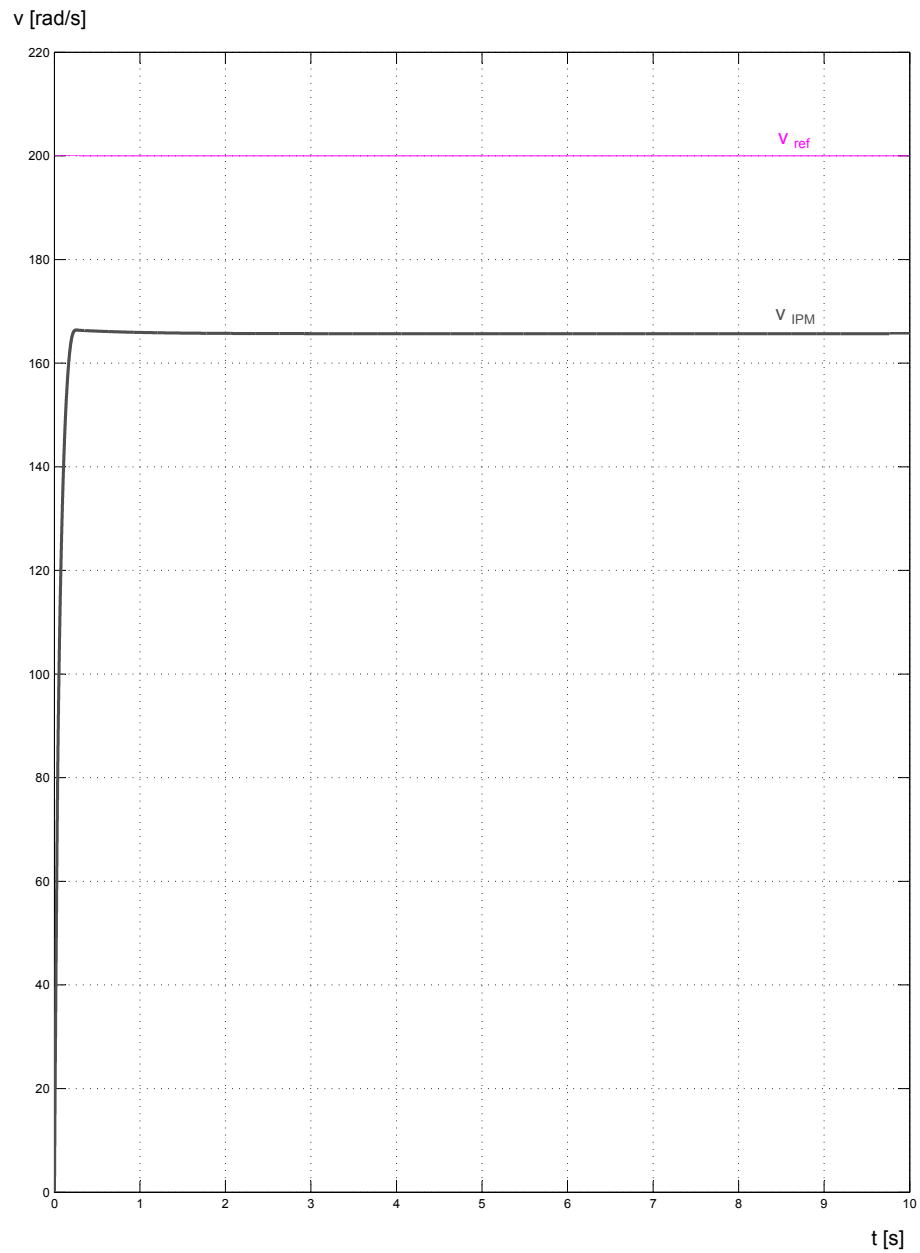


Figura 4.27: Velocità massima

Il deflussaggio ha lavorato mantenendo la tensione entro il limite e spostando il punto di lavoro fino al punto D di figura 4.9 nel quale corrisponde la massima velocità del motore entro il limite di corrente. In figura 4.28 si vede che a velocità massima il deflussaggio ha prodotto la massima cor-

rente di asse diretto pari alla corrente nominale e annullato la corrente in quadratura questo comporta coppia disponibile nulla.

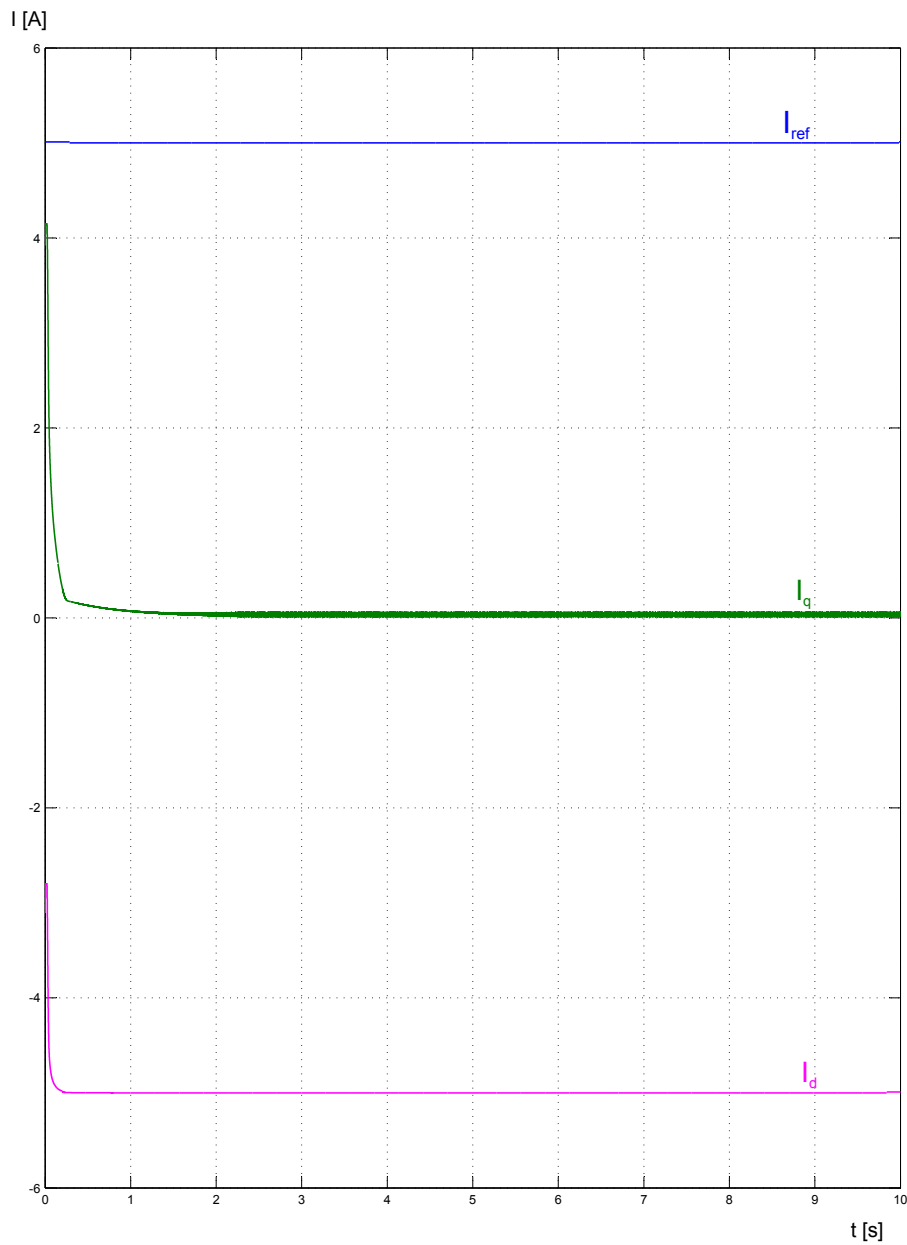


Figura 4.28: Correnti a velocità massima

Definita la regione di funzionamento del motore IPM si utilizza il modello 4.23 per un esempio completo ed esplicativo del funzionamento. Si è imposto

un riferimento di velocità Ω_{REF} pari a 100 radianti al secondo in modo da lavorare in deflussaggio ed entro il limite di velocità massima.

La coppia di carico è assunta pari a 10 Nm che, come si può vedere in figura 4.10, è ampiamente disponibile alla velocità imposta. L'andamento delle correnti del motore IPM, ovvero le correnti trasformate del motore SPM, è rappresentato in figura 4.29

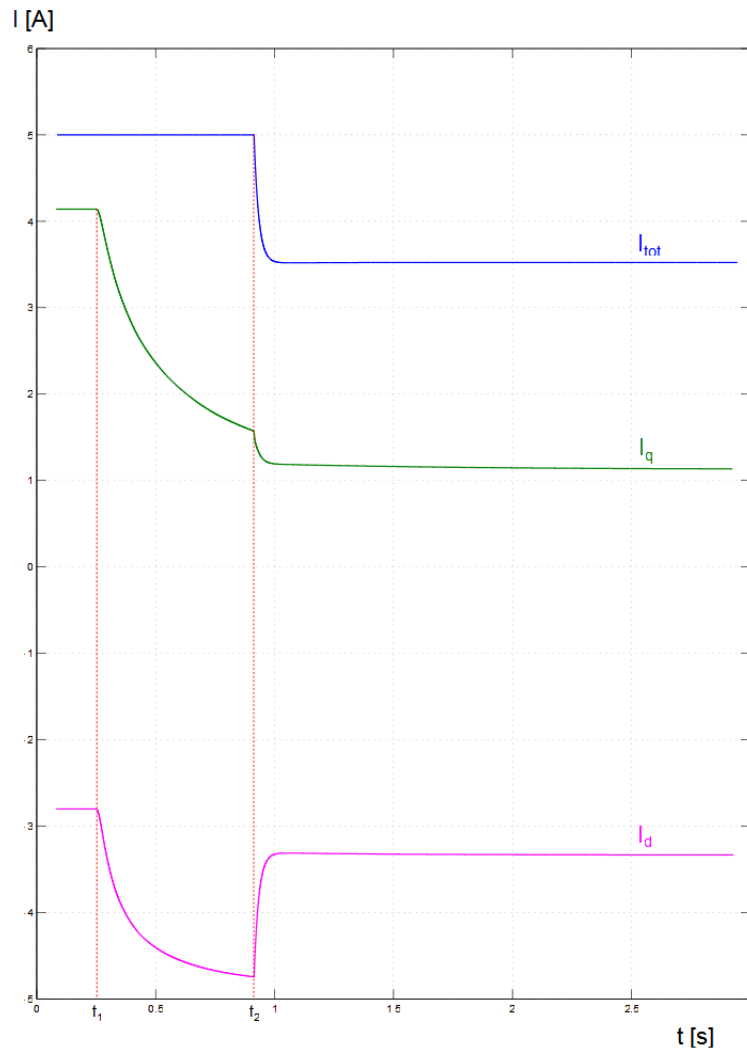


Figura 4.29: Correnti lato IPM

Se le correnti vengono riportate nel piano (d,q) il luogo dei punti di lavoro è quello colorato di rosso in figura 4.30

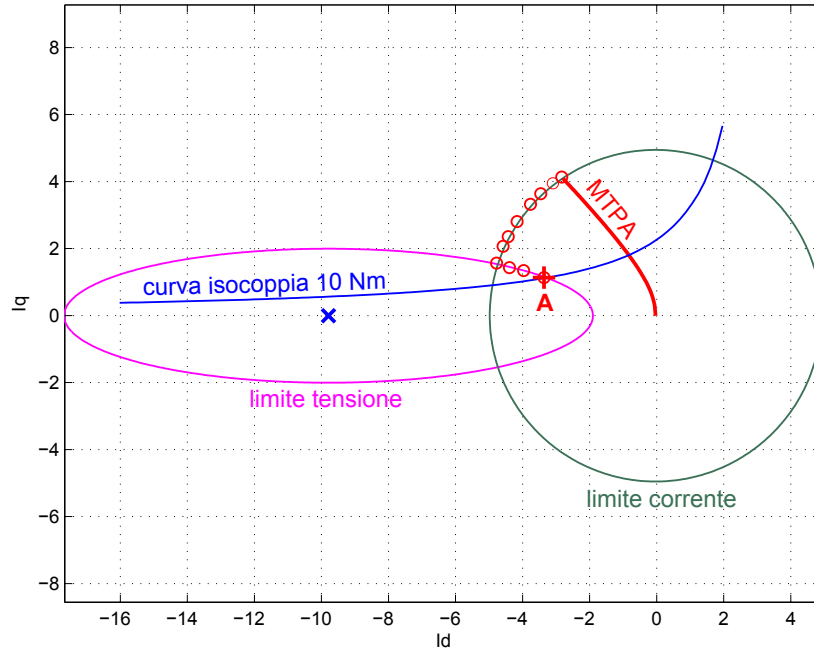


Figura 4.30: Luogo dei punti di lavoro del motore IPM

I cerchietti rossi sono i punti campionati dall'andamento delle correnti. Si vede come essi percorrano perfettamente la parte di circonferenza limite di corrente per poi, una volta raggiunta la velocità di riferimento, spostarsi sul limite di tensione corrispondente alla velocità imposta fino a raggiungere il punto A di equilibrio. L'assenza di cerchietti nel luogo dell'MTPA è dovuto al fatto che la velocità è imposta a gradino quindi le correnti vanno quasi istantaneamente al valore limite in modo da produrre la coppia nominale per massimizzare l'accelerazione. Per verificare l'effettivo percorrimto dell'MTPA basta imporre velocità di riferimento variabile da zero fino alla velocità base e vedere che il punto di lavoro sul piano (d,q) appartiene sempre al luogo dell'MTPA. L'andamento della coppia prodotta dal motore SPM reale nell'esempio sotto studio è rappresentata in figura 4.31.

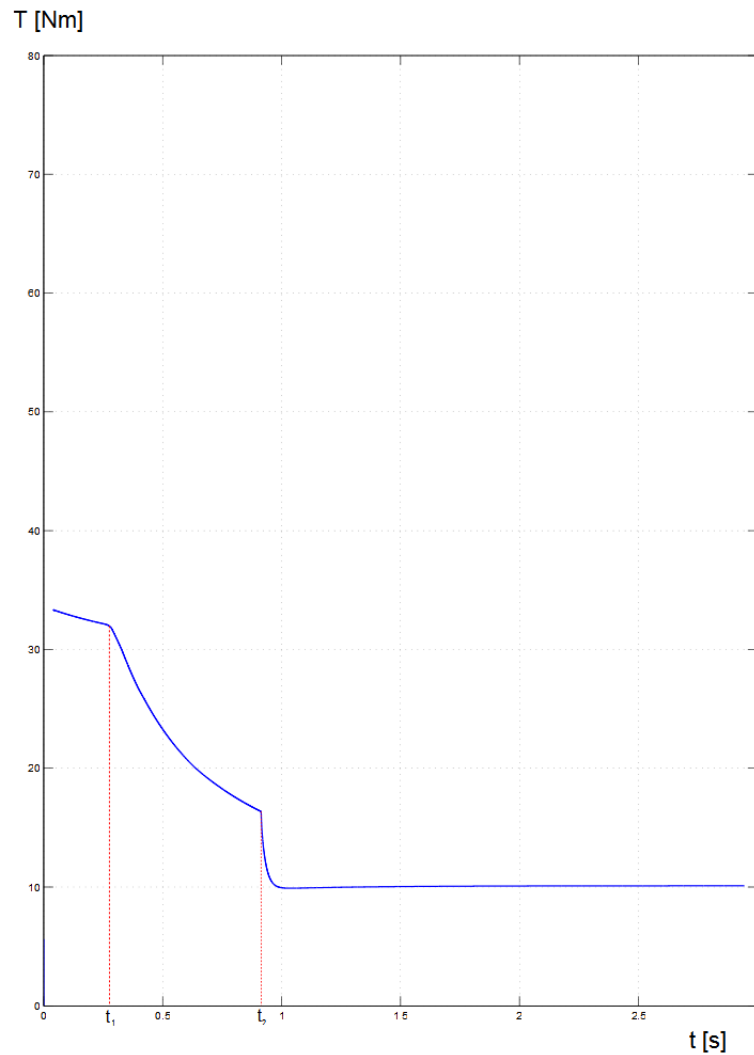


Figura 4.31: Coppia motore SPM

Dalle figure 4.29 e 4.31 si vede come il motore parta fornendo la coppia nominale fino al tempo t_1 al quale corrisponde il raggiungimento del limite di tensione, poichè la velocità rotorica raggiunge la velocità base, e lo spostamento del luogo di funzionamento dall'MTPA alla circonferenza limite di corrente per permettere alla velocità rotorica di crescere oltre la base senza sfiorare i limiti di tensione e corrente. Dal tempo t_1 fino al tempo t_2 si vede come la coppia disponibile cali a causa del deflussaggio. La corrente di asse diretto infatti aumenta progressivamente il suo modulo a scapito della corrente in quadratura. Al tempo t_2 viene raggiunto il limite di tensione corrispondente alla velocità imposta di 100 rad/s e il luogo dei punti di fun-

zionamento lascia la circonferenza limite di corrente e passa nell'ellisse limite di tensione. L'ultimo passo è percorrere questa ellisse fino al raggiungimento del punto A corrispondente a coppia e velocità di riferimento. Si riassumono i vari passaggi in tabella

Tempo	Luogo di lavoro
$0 \leq t \leq t_1$	Il motore lavora nel punto di intersezione tra MTPA e limite di corrente
$t_1 \leq t \leq t_2$	Il motore lavora in deflussaggio lungo la circonferenza limite di corrente
$t > t_2$	Il motore lavora lungo l'ellisse limite di tensione nel punto di intersezione con la curva del carico (pt.A)

Tabella 4.3: Luogo di lavoro del motore IPM

Questi risultati mostrano che, pur avendo sfruttato un motore SPM, il modello costruito permette di sviluppare un azionamento di controllo IPM come se il motore comandato fosse un reale IPM. Ovviamente il motore IPM da emulare dovrà presentare una regione di funzionamento compresa entro la regione del motore SPM disponibile fisicamente. Si chiarisce che quindi il motore reale non funzionerà effettivamente in MTPA ma riprodurrà fedelmente l'MPTA che avrebbe il motore desiderato. Vediamo in figura 4.32 le effettive correnti prodotte dal motore SPM.

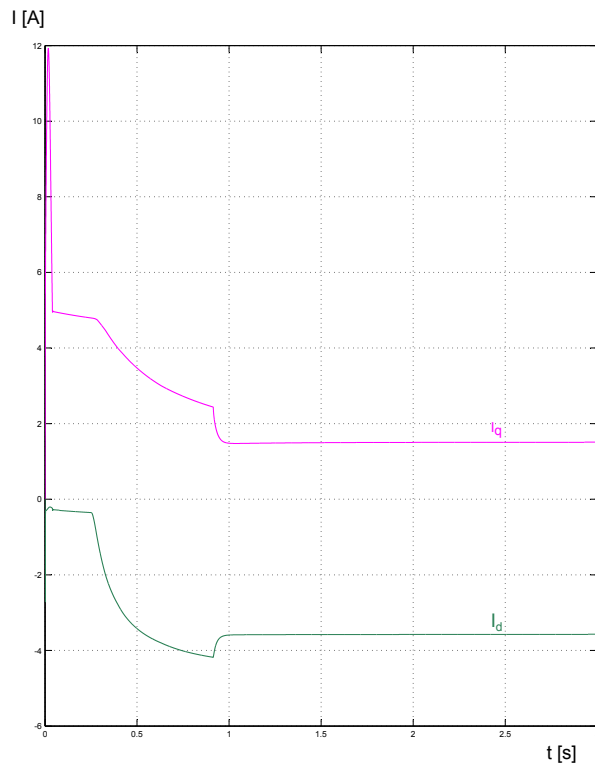


Figura 4.32: Correnti motore SPM

Da coppie campionate dalle due correnti dei due assi si è ricostruito il luogo dei punti di funzionamento effettivo del motore SPM rappresentato in figura 4.33

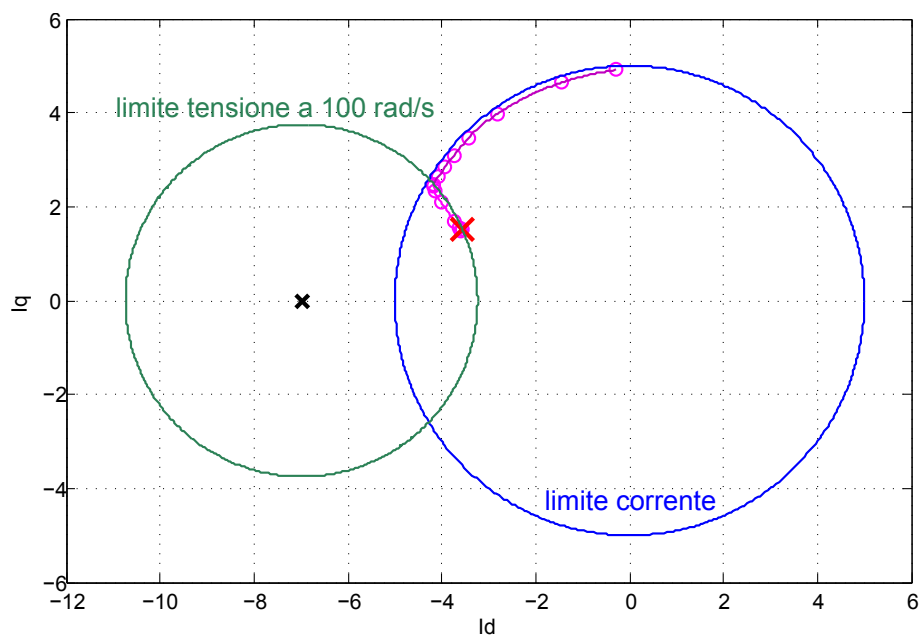


Figura 4.33: Luogo di lavoro del motore SPM

Per chiarezza in figura 4.34 vengono riportati entrambi i luoghi di funzionamento per notare qualitativamente le differenze.

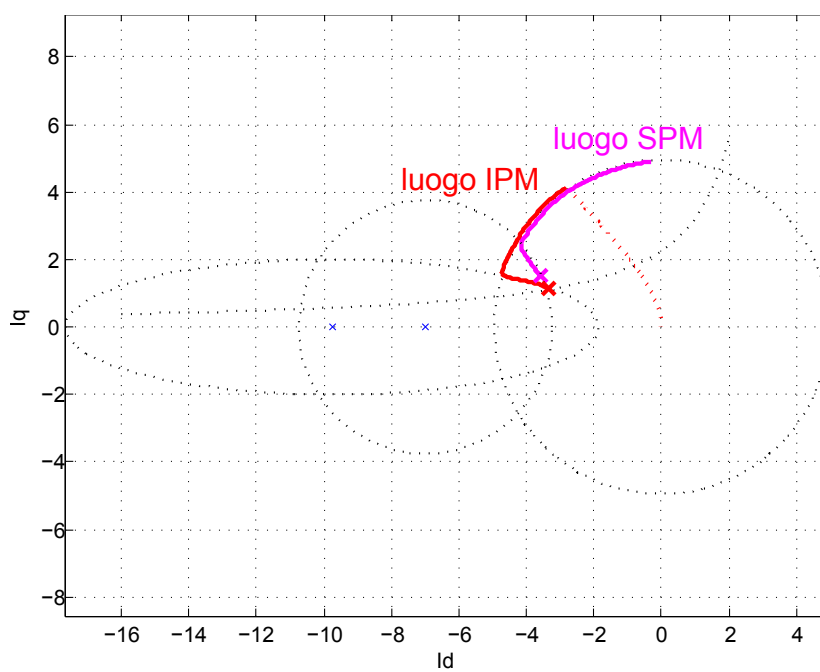


Figura 4.34: Luoghi di lavoro dei 2 motori

In figura 4.34 si vede che all'inizio il motore IPM parte al limite di corrente sull'MTPA per avere massima accelerazione in risposta al gradino di riferimento di velocità mentre, il motore SPM, pur fornendo anch'esso la stessa coppia, non lavora in MTPA. Si vede infatti in figura 4.34 che il luogo viola dell'SPM non parte dall'asse delle ordinate corrispondente al luogo MTPA per un motore SPM.

Una volta raggiunta e superata la velocità base il motore IPM entra in deflussaggio e l'SPM produce le corrispondenti correnti trasformate.

L'ultimo tratto del luogo IPM appartiene all'ellisse limite di tensione e corrisponde al raggiungimento da parte del motore IPM della velocità imposta e la successiva riduzione della coppia prodotta in modo da annullare l'accelerazione e compensare solamente la coppia di carico e eventualmente gli attriti. L'ultimo tratto dell'SPM corrisponde ad un equivalente calo della coppia prodotta ma questo non significa che anch'esso debba lavorare al limite della tensione. Si nota infatti che l'ultimo tratto dell'SPM, seppur vicino, non si sovrappone alla circonferenza limite di tensione.

Si ricorda infatti che l'unico vincolo imposto è quello del mantenimento della coppia. Quello che si è ottenuto è un motore reale SPM che lavora con valori di tensioni e correnti non ottimali entro i suoi limiti ma che, dal punto di vista del controllo, riproduce un azionamento IPM perfettamente controllato e ottimizzato grazie agli algoritmi MTPA e di deflussaggio.

4.6 Modello emulazione IPM semplificato

Questo secondo modello che si va a studiare non presenta nessuna trasformazione nè di tensione nè di corrente. Come si può vedere in figura 4.35 il principio su cui si basa è molto semplice infatti quello che viene fatto altro non è che imporre un riferimento di velocità al motore fittizio IPM che viene modellizzato secondo le sue equazioni base, ottenendo in uscita dal blocco MOTORE IPM la coppia che lui fornirebbe e la si impone come riferimento per il motore reale SPM.

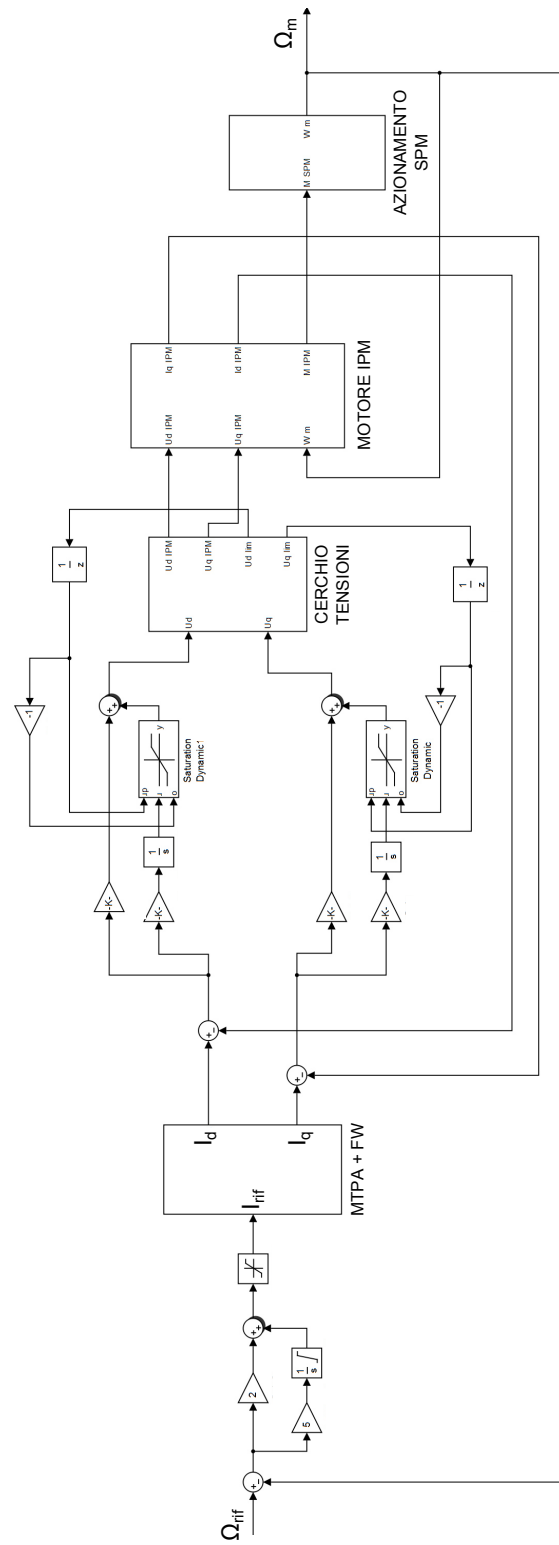


Figura 4.35: Modello emulazione IPM semplificato

Si ottiene che i due motori, reale ed emulato, forniscono la stessa coppia e lavorano alla stessa velocità. Inoltre le correnti che si ottengono e che sono viste dal controllo sono le stesse ottenute con il modello di emulazione completo. Il modello realizzativo dettagliato è riportato in figura 4.36.

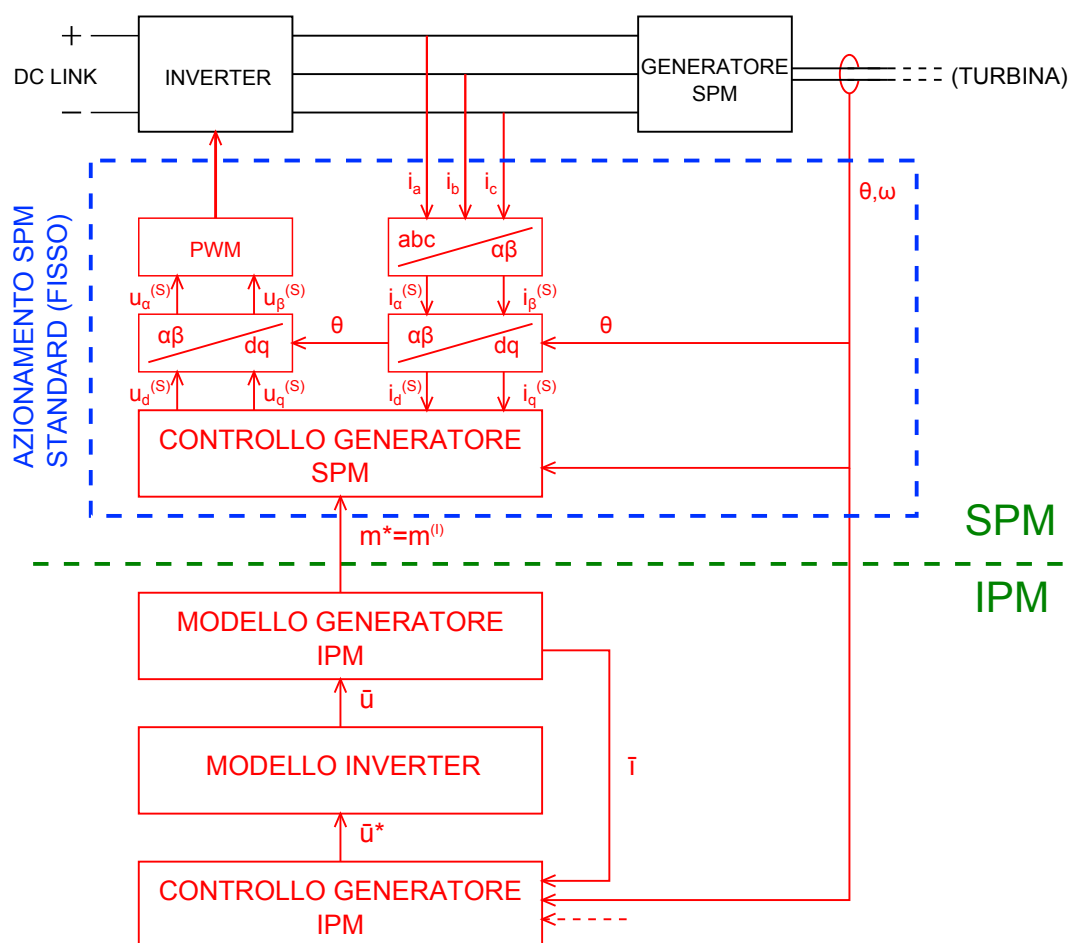


Figura 4.36: Schema realizzativo azionamento IPM semplificato

Sono inoltre stati considerati i limiti intrinseci di tensione dell'inverter limitando le uscite entro la circonferenza inscritta nell'esagono caratteristico delle tensioni rappresentata in figura 4.37.

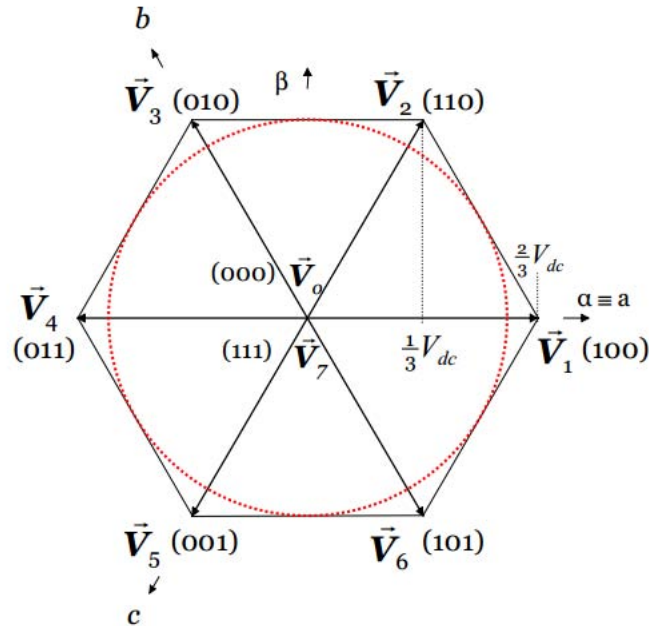


Figura 4.37: Esagono tensioni di un inverter e circonferenza inscritta

Dalla teoria sugli inverter è noto che la tensione limite ai vertici dell'esagono vale:

$$U_{lim} = \frac{2}{3}U_{DC} = \frac{2}{3}\sqrt{2}U_{LL} \quad (4.51)$$

dove U_{LL} è la tensione concatenata di alimentazione del ponte raddrizzatore. Il raggio della circonferenza inscritta è facilmente ricavabile tramite l'equazione 4.52.

$$U'_{lim} = U_{lim} \sin\left(\frac{\pi}{3}\right) \quad (4.52)$$

Il grande vantaggio ottenuto con questo modello è la semplicità del riferimento per il motore SPM (dal quale prende il nome 'semplificato'). Infatti sfruttando questo modello è possibile utilizzare quegli inverter che accettano solo riferimenti di coppia e velocità senza poter agire sulle modalità di modulazione della tensione prodotta. Un modello siffatto presenta però un grande svantaggio infatti, diversamente dal modello completo nel quale il deflussaggio era possibile attuarlo fino alla velocità massima del motore IPM a meno delle perdite, con questo modello le possibilità di deflussaggio sono strettamente correlate alle caratteristiche dell'azionamento SPM. Se l'azionamento SPM è stato progettato prevedendo il deflussaggio allora le funzionalità del deflussaggio IPM rimangono invariate (a patto che la regione di funzionamento del motore IPM sia compresa entro la regione dell'SPM). Se, come è prevedibile, l'azionamento SPM non prevede deflussaggio per i

scarsi vantaggi da esso ottenuti in un motore SPM allora il deflussaggio del motore IPM è ammesso entro la velocità base del motore SPM. Infatti se si imponesse una velocità superiore alla velocità base il motore SPM andrebbe in sovratensione. Nello specifico caso dei 2 motori utilizzati per questo studio le velocità base dei due motori risultano circa equivalenti e quindi, non prevedendo deflussaggio SPM, non è possibile attuare nemmeno il deflussaggio al motore emulato IPM limitano la regione di funzionamento entro la regione a coppia costante.

Capitolo 5

Implementazione turbina eolica su modello di emulazione IPM completo

Appurata la funzionalità del modello che emula un motore IPM partendo da un motore reale SPM lo si può sfruttare per il controllo di una turbina eolica anch'essa modellizzata come spiegato nel paragrafo 2.5. A partire dal modello di figura 4.23 si debbono aggiungere due blocchi. Uno che modella il funzionamento della turbina, il secondo che contenga l'algoritmo MPPT desiderato. Il blocco rappresentante la turbina riproduce l'equazione (2.1) dalla quale si ricava la coppia di carico fornita dalla turbina tramite la semplice equazione $T_m = \frac{P_m}{\Omega_m}$. Il modello dell'azionamento siffatto è rappresentato in figura 5.1.

5.1 Simulazioni generazione elettrica da eolico

5.1.1 MPPT con riferimento di velocità e vento a gradini

Utilizzando il modello realizzato, la prima prova fatta consiste nell'imposizione di una velocità del vento variabile a gradini con variazione di 1 m/s ogni secondo (figura 5.2) e implementazione del più semplice algoritmo MPPT ovvero quello rappresentato dall'equazione (3.2) dove λ è posta uguale a 8.1 il valore per cui il coefficiente di potenza risulta massimizzato.

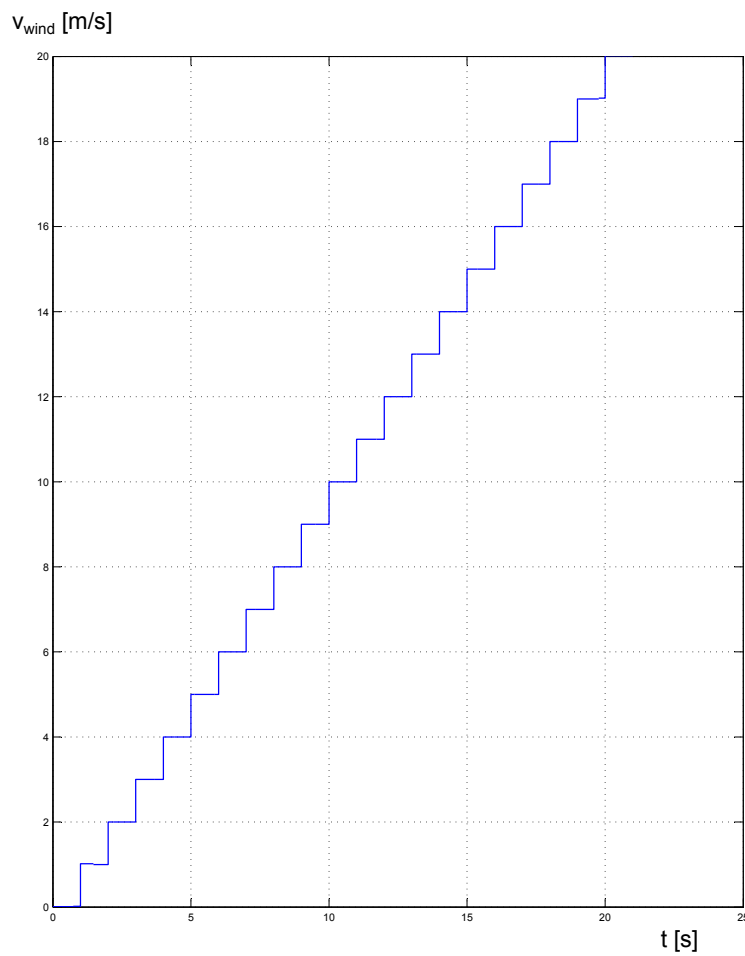


Figura 5.2: Velocità del vento imposta

La macchina SPM in questo caso funziona da generatore ma tutti i ra-

zionamenti fatti fino a qui rimangono del tutto validi poichè una macchina elettrica è una macchina dal funzionamento reversibile. In figura 5.3 è riportata la velocità di rotazione del rotore a cui è associata una coppia di carico della turbina visibile in figura 5.4.

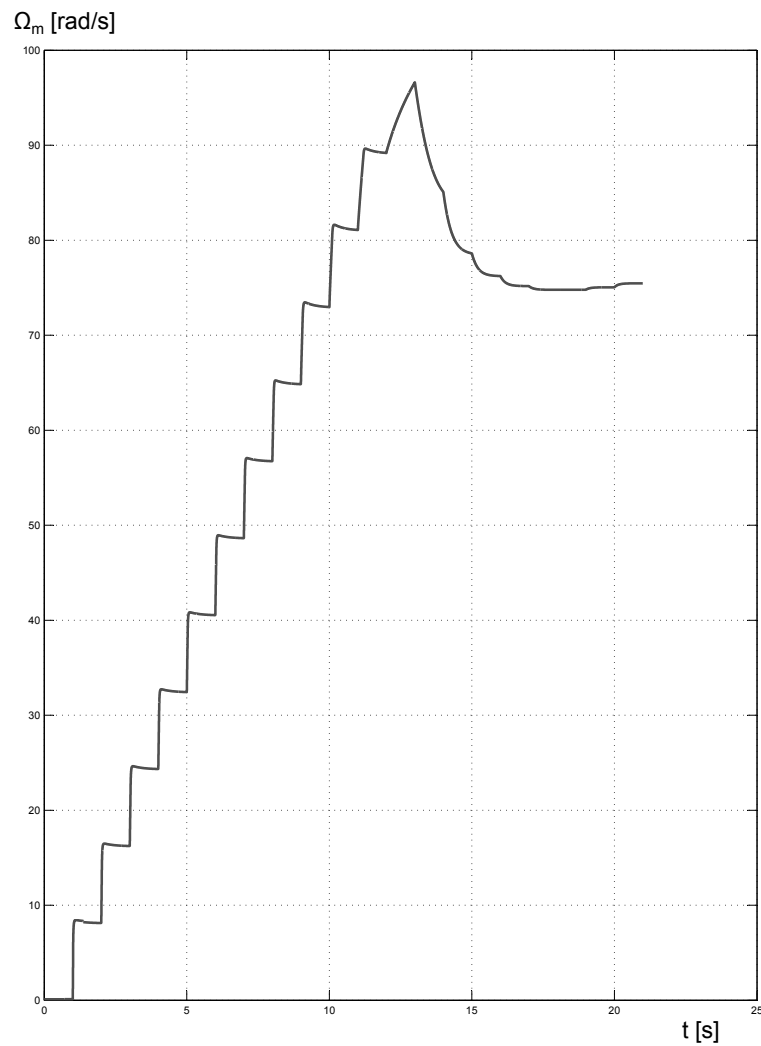


Figura 5.3: Velocità rotorica a diverse velocità del vento

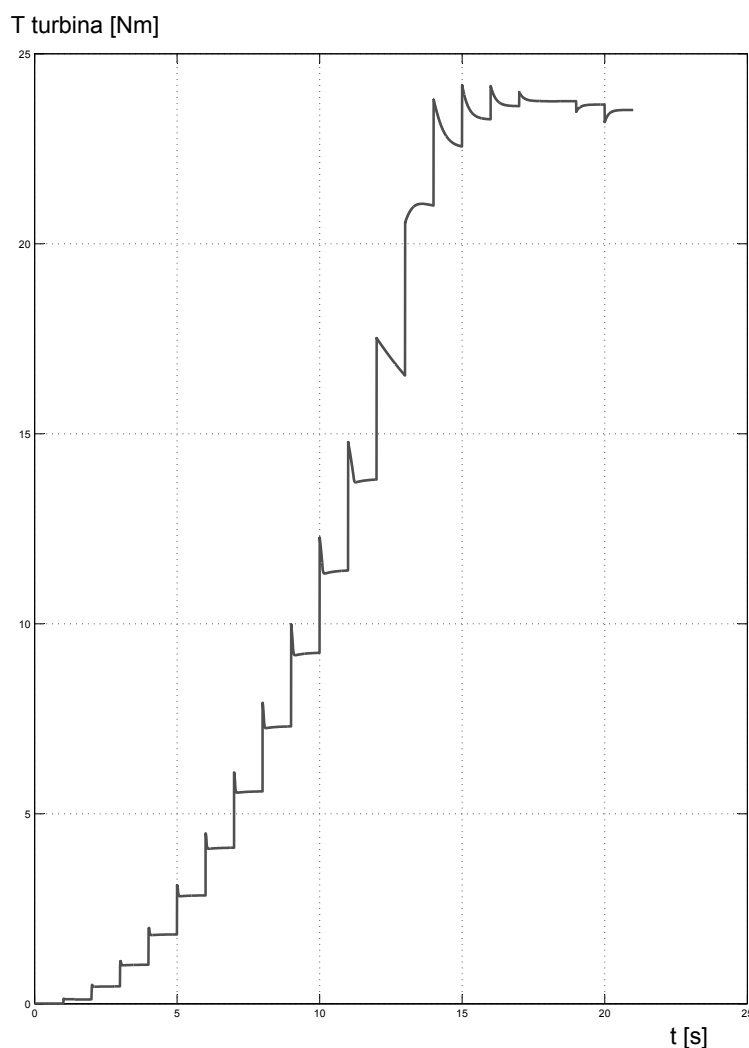


Figura 5.4: Coppia turbina

Dalle due figure unitamente alla conoscenza del riferimento della velocità del vento si nota che per vento con velocità superiori a 11 m/s la macchina SPM sotto esame riduce la propria velocità invece di continuare ad accelerare linearmente. Il motivo è molto semplice infatti si nota che a velocità del vento pari circa a 12 m/s la coppia di carico fornita dalla turbina eguaglia la massima coppia producibile dalla macchina SPM a quella determinata velocità rotorica. Questo comporta che, per non eccedere il limite di tensione, la velocità, per coppie di carico maggiori, debba calare.

La macchina SPM in questione può essere quindi utilizzata solamente fino ad una velocità del vento di cut off di 11 m/s.

Una soluzione molto semplice per superare questo vincolo è, per il caso sotto

esame, dimezzare la velocità del vento applicata al modello per poi moltiplicare per due i risultati ottenuti di coppia e velocità. Infatti in questo semplice esempio l'equazione di MPPT dipende linearmente dalla velocità del vento. Si chiarisce che questo è possibile farlo poichè l'interesse è lo studio del funzionamento e delle prestazioni dell'algoritmo MPPT è ovvio che per un'applicazione reale la macchina SPM posseduta deve essere limitata a velocità del vento inferiori a 12 m/s come visto. Con la soluzione adottata vediamo in figura come la velocità del rotore vari al variare a gradini della velocità del vento fino ad una velocità di cut off di 20 m/s

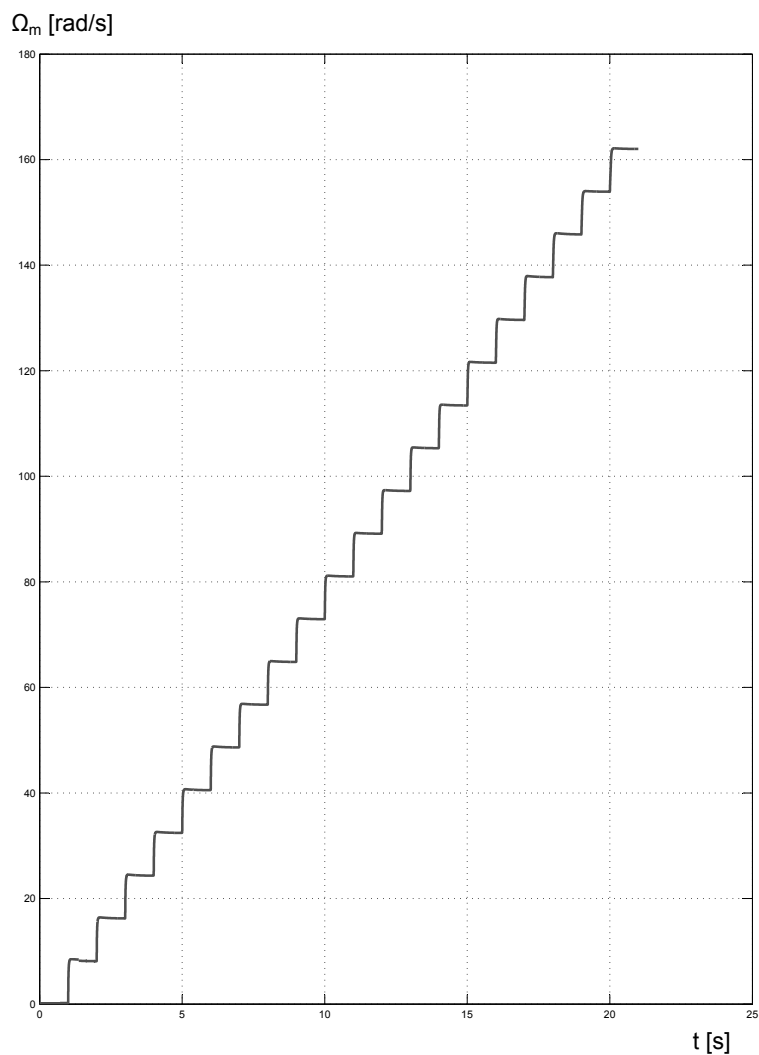


Figura 5.5: Velocità rotorica per vento variabile a gradini

Nel paragrafo 3.1 si erano ricavati e riportati in tabella 3.1 i valori di

potenza meccanica e velocità rotorica appartenenti al luogo dell'MPPT relativi a velocità del vento di valore intero da 1 a 20 m/s. Si vede che, a parte la diversa unità di misura, la macchina SPM ruota alle velocità relative ai punti di MPPT calcolati. L'indice più importante è il coefficiente di potenza C_p definito nel paragrafo 2.5 che assume i valori, nella simulazione sotto esame, rappresentati in figura 5.6.

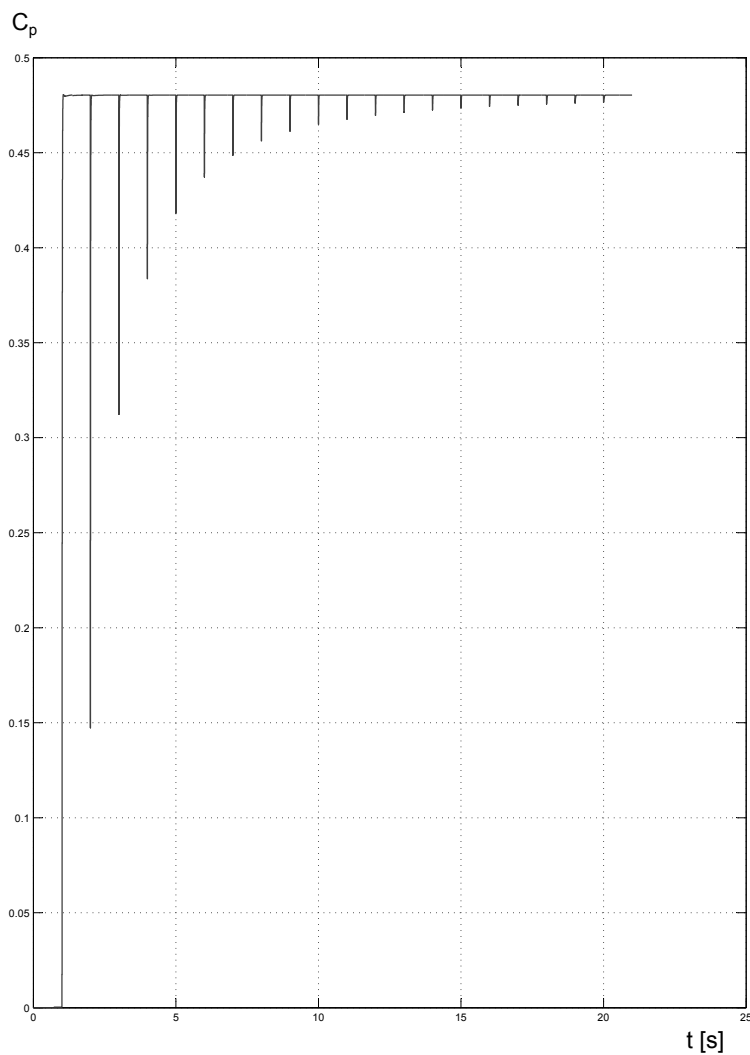


Figura 5.6: Coefficiente di potenza della turbina

Come si può vedere il valore assunto dal coefficiente di potenza della turbina è per lo più pari al valore massimo assumibile di 0.48. I picchi visibili ai quali corrisponde un brevissimo calo del valore del C_p sono in corrispondenza delle variazioni a gradino della velocità del vento. Nella

realtà è difficile che si verifichi una variazione istantanea di velocità pari a 1 m/s.

5.1.2 MPPT con riferimento di velocità e vento sinusoidale

Più interessante, e più realistico, è il caso in cui la variazione del vento sia approssimata ad una sinusoide. Si assume una funzione sinusoidale pari a $v_{wind} = 5 + \sin(2\pi t)$. Il valore medio di 5 m/s è un valore di compromesso tra potenza discreta e velocità del vento facilmente riscontrabile. L'andamento della velocità rotorica è rappresentato in figura 5.7.

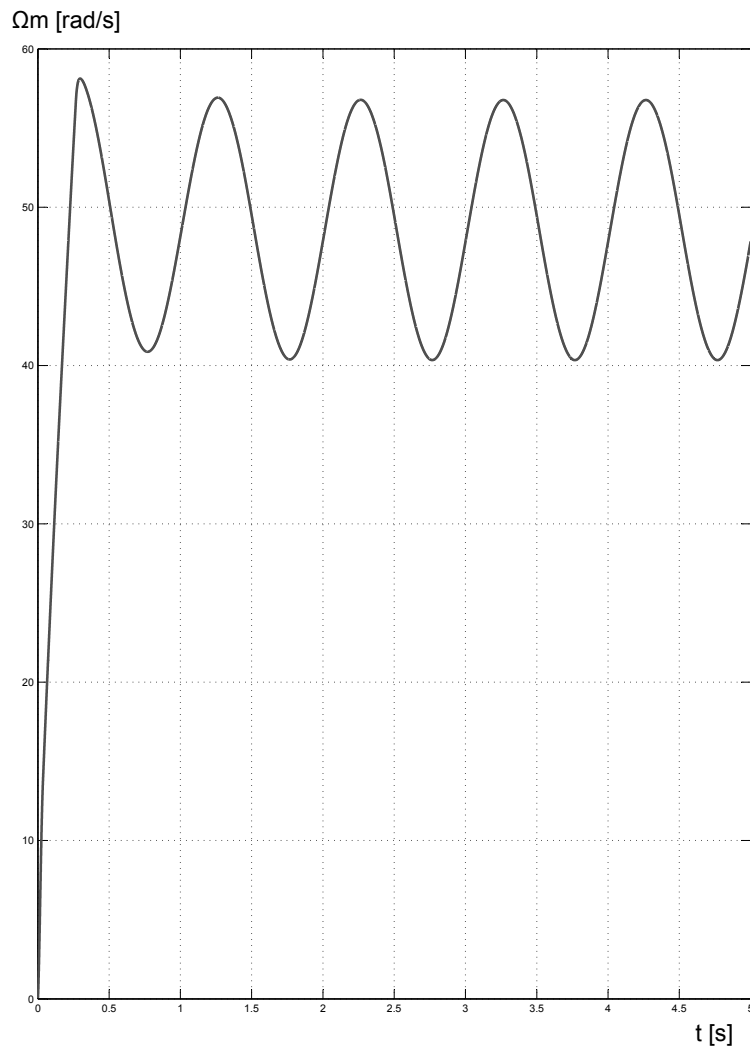


Figura 5.7: Velocità meccanica SPM

L'indice di bontà del controllo fornito dal coefficiente di potenza è riportato in figura 5.8.

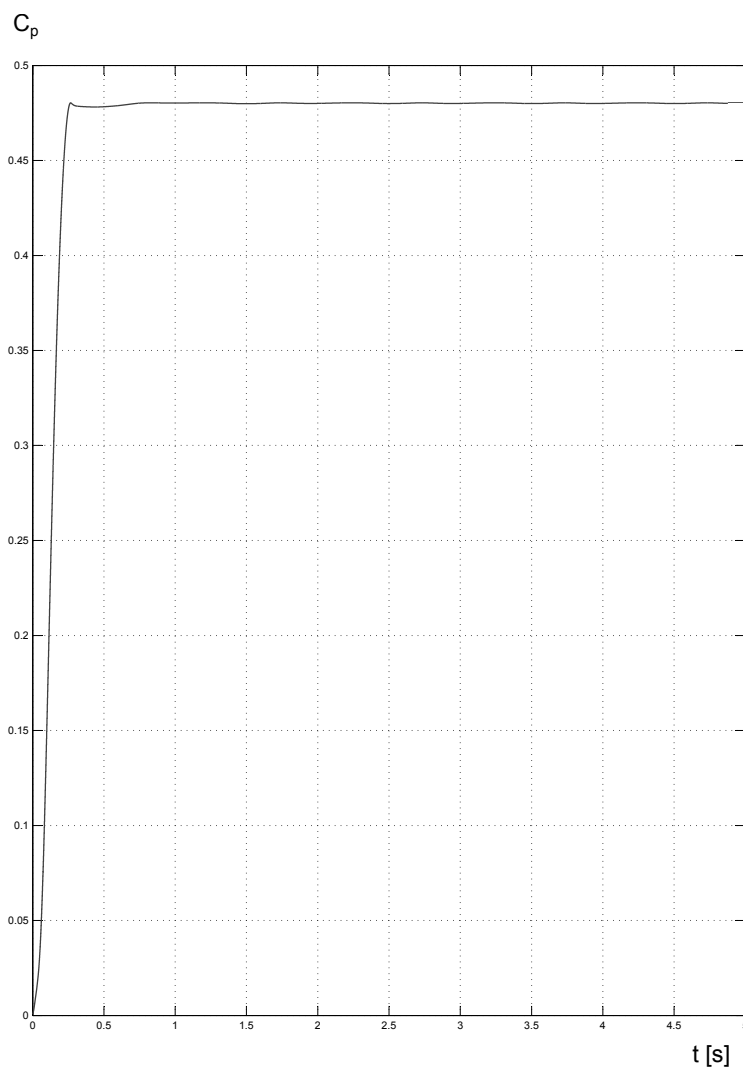


Figura 5.8: Coefficiente di potenza per velocità sinusoidale del vento

In questo caso si vede che, a parte un breve tempo iniziale per giungere a regime, il C_p assume sempre valori praticamente pari al valore massimo 0.48. L'oscillazione del valore del coefficiente di potenza è praticamente trascurabile e sono assenti i picchi visti nel caso precedente di variazioni della velocità del vento a gradino. Questo algoritmo MPPT è ottimo dal punto di vista del risultato, ovvero la potenza estratta dal vento è massimizzata, ma, come visto nel paragrafo 3.1, dal punto di vista dell'attuabilità non è

molto favorevole poichè implica la conoscenza della velocità del vento e dei parametri della turbina.

Capitolo 6

Implementazione tramite DSpace su banco prova di MPPT P&O

In questo capitolo si tratta l'implementazione del modello turbina non più nel modello Simulink ma tramite DSpace si utilizza uno dei 2 motori SPM del banco prova controllandolo in coppia sfruttando l'equazione caratteristica di una turbina (2.1) dalla quale si ricava facilmente la coppia dividendo la potenza per la velocità meccanica. Nell'appendice è riportato il codice completo utilizzato per lo scopo. Si ha quindi un motore funzionante da turbina, l'altro lo si comanda in coppia per lavorare nell'MPPT e funziona da generatore. Il modello seguito è quello di emulazione IPM semplificato poiché gli inverter Lust in dotazione non consentono un controllo di tensione ma solamente un controllo di coppia o velocità dove poi la tensione e le sue componenti di asse diretto e in quadratura sono ricavate internamente all'inverter. Infatti seguendo il modello semplificato si implementa il modello del motore IPM da emulare e la coppia prodotta da esso è l'effettivo riferimento di coppia applicato al motore reale SPM. La prova effettuata sul banco vede un velocità imposta del vento variabile sinusoidalmente secondo l'equazione (6.1).

$$v_{wind} = 6 + 0.5\sin\left(\frac{2\pi}{8}t\right) \quad (6.1)$$

La macchina SPM funzionante da generatore con implementato l'algoritmo MPPT opportuno, in questo esempio il Perturba e Osserva, quando il controllo viene abilitato rallenta la turbina e produce potenza da dissipare su resistenze opportune. In figura 6.1 è riportato l'andamento della velocità meccanica e si può notare che essa cala e si porta a valori compatibili con quelli riportati in tabella 3.1. Il punto di lavoro desiderato è quello che massimizza il coefficiente di potenza C_p . Si vede in figura 6.2 l'andamento del C_p ottenuto dalla prova sul banco.

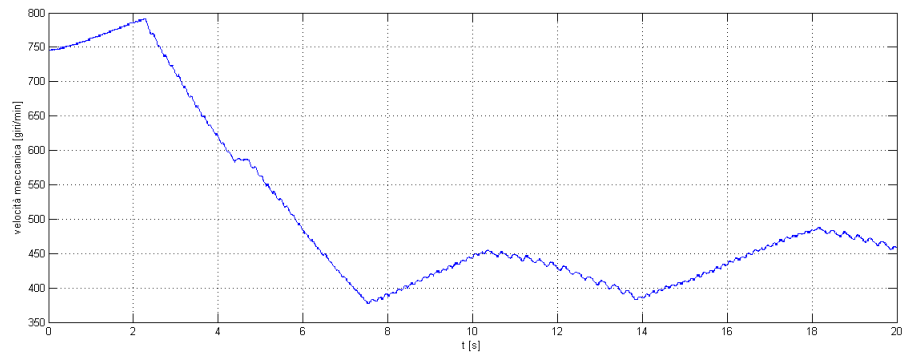


Figura 6.1: Andamento della velocità meccanica all'albero prima e dopo l'abilitazione del controllo P&O

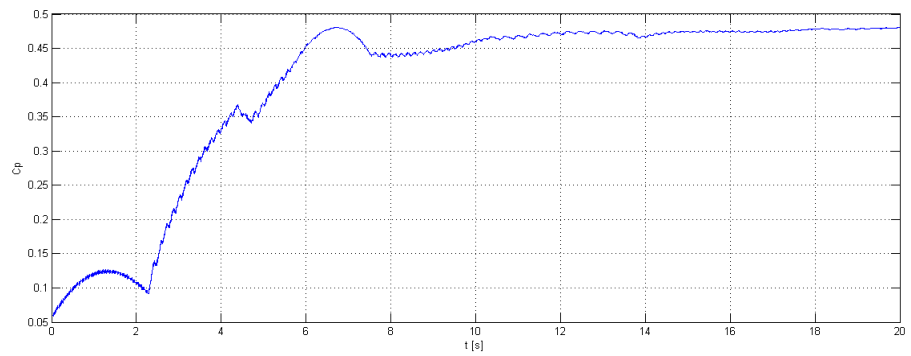


Figura 6.2: C_p per velocità sinusoidale del vento con controllo MPPT P&O su banco prova

Al tempo $t=2.3s$ è stato abilitato il controllo infatti si nota un rapido aumento del C_p che in circa 8 secondi si assesta, a parte piccole oscillazioni, a valori molto vicini al valore di ottimo.

Appendice A

Codice DSpace

```
/******  
SISTEMA TURBINA-GENERATORE  
  
Turbina simulata con implementazione opportuno algoritmo  
Turbina fornisce il riferimento di coppia  
  
Generatore fornisce il riferimento di velocit\{a} o coppia  
necessario per far lavorare il sistema nell' MPPT  
*****/  
  
#include <Brtenv.h>  
#include <math.h>  
  
/*-----*/  
/* Definizione variabili */  
#define DT 100e-6 /* 100 us simulation step size */  
#define PI 3.141592654  
#define TOT_COUNTS 2048  
#define RAD_S2RPM 9.5492966 /* 60/2pi */  
#define pulse2rad 0.003067961576 /* 2pi/2048 */  
#define PIGRECO 3.1415927  
#define DUE_PIGRECO 6.2831853  
#define ONE_SQRT3 0.577350269 /* 1/sqrt(3)*/  
#define TWO_THREE 0.666666667 /* 2/3 */  
#define e 2.718281828 /*exp*/  
/*-----*/  
/* Inizializzazione variabili */  
/* variables for ControlDesk */  
Float64 u;  
Float64 uscita=0;
```

```
Float64 ingresso;
Float64 v_wind;
Float64 coppia_rif;
Float64 exec_time;
Float64 delta_count_enc;
Float64 enc_pulse=0;
Float64 ang_m;
Float64 vel_rot;
Float64 diff_ang;
Float64 ang1_m=0;
Float64 Cp;
Float64 rho=1.225;
Float64 R=1;
Float64 S;
Float64 lambda;
Float64 lambda_1;
Float64 beta=0;
Float64 c1=0.518;
Float64 c2=116;
Float64 c3=0.4;
Float64 c4=5;
Float64 c5=21;
Float64 c6=0.0068;
Float64 vel_m;
Float64 spd_m;
Float64 ang_sum=0;
Float64 w_rif_MPPT_calc;
Float64 Udc;
Float64 U_bus;
Float64 delta_P;
Float64 delta_w;
Float64 potenza;
Float64 potenza_old=0;
Float64 vel_old=0;
Float64 der_M;
Float64 vel_gen;
Float64 M;
Float64 Mm;
Float64 M_max;
Float64 vel_prova;
Float64 M_rif;
Float64 w_rif;
Float64 v_prova;
Float64 w_rif_manuale;
```

```
Float64 dP;
Float64 M_perd;
Float64 wind;
Float64 lambda_mg_IPM=0.4145;
Float64 U_d;
Float64 U_q=0;
Float64 U_d_old;
Float64 U_q_old;
Float64 U_holdd;
Float64 U_holdq;
Float64 U_holdd_old;
Float64 U_holdq_old;
Float64 Ud_rif;
Float64 Uq_rif;
Float64 U_abs;
Float64 U_lim;
Float64 U_fase;
Float64 lim_Ud;
Float64 lim_Uq;
Float64 Udx_rif;
Float64 Udx_rif_prop;
Float64 Udx_rif_int;
Float64 Uqx_rif;
Float64 Uqx_rif_prop;
Float64 Uqx_rif_int;
Float64 Kpw;
Float64 Kiw;
Float64 Kpd;
Float64 Kid;
Float64 Kpq;
Float64 Iq_rif;
Float64 I_rif;
Float64 I_rif_prop;
Float64 I_rif_int;
Float64 Id_rif;
Float64 Res=2.9;
Float64 Ld=0.08;
Float64 Lq=0.15;
Float64 L=0.08;
Float64 Kiq;
Float64 lim_corr;
Float64 lim_tens;
Float64 Ud_rif_old;
Float64 Uq_rif_old;
```

```

Float64 err_w;
Float64 err_d;
Float64 err_q;
Float64 poli=8;
Float64 coppia_rif_IPM;
Float64 Id;
Float64 Iq;
Float64 Id_old;
Float64 Iq_old;
Float64 I_rif_int_old;
Float64 Udx_rif_int_old;
Float64 Uqx_rif_int_old;
Float64 coppia_rif_emul;
Float64 control_operative;
Int32 k=0;
Int32 p=0;
Int32 s=0;
Int32 t=0;

volatile Int32 T = 100;          /* period time in DT seconds */

static Int16 i = 0;

/*-----*/

void isr_srt(void)
{
    k++;
    v_wind = 6+0.5*sin(2 * PI * s / (800*T));
    /*v_wind=6;*/
    s++;
    if (s >= 800*T)
        s = 0;

    RTLIB_SRT_ISR_BEGIN();          /* overload check */
    host_service(1, 0);            /* Data Acquisition service */

    RTLIB_TIC_START();             /* start time measurement */
    ds1104_adc_start(DS1104_ADC2 | DS1104_ADC3 | DS1104_ADC4 | DS1104_ADC5);
    /* generate a sine function u with period T */
    U_bus = ds1104_adc_read_ch(4);
    control_operative=ds1104_adc_read_ch(5);
    Udc=U_bus*2000;
    delta_count_enc=ds1104_inc_delta_position_read(1,DS1104_INC_LINE_SUBDIV_4);

```

```

enc_pulse += delta_count_enc;
if (enc_pulse >= TOT_COUNTS) enc_pulse -= TOT_COUNTS;
if (enc_pulse < 0.0) enc_pulse += TOT_COUNTS;

ang_m = enc_pulse*pulse2rad;

if (ang_m>DUE_PIGRECO) ang_m-=DUE_PIGRECO;
if (ang_m<-DUE_PIGRECO) ang_m+=DUE_PIGRECO;
if (ang_m<0.0) ang_m+=DUE_PIGRECO;

diff_ang= ang_m - ang1_m;
if (diff_ang >= PIGRECO) //limitazione del valore di diff_ang
    diff_ang =diff_ang - DUE_PIGRECO;
if (diff_ang < -PIGRECO)
    diff_ang = diff_ang + DUE_PIGRECO;
ang1_m=ang_m;
ang_sum+=diff_ang;

if (k>= 50) //Scegliere il numero di campioni sui quali
            filtrare la velocit\{a}
{
    vel_m=(ang_sum/(k*DT)); //rad_s
    spd_m=RAD_S2RPM*vel_m; //RPM
    k=0;
    ang_sum=0;
}

/*if (vel_m>-30)
{
coppia_rif=(-(vel_m)*(vel_m)+12*v_wind*vel_m+(0.5-0.5*vel_m/(0.01+vel_m)));
}
else
{
coppia_rif=0;
}*/

/*****CALCOLO RIFERIMENTO COPPIA TURBINA*****/
S=PI*R*R;
lambda=R*vel_m/v_wind;
lambda_1=(1/(lambda+0.08*beta))-(0.035/(beta*beta*beta+1));
Cp=c1*(c2*lambda_1-c3*beta-c4)*(exp(-c5*lambda_1))+c6*lambda;

```

```

if (spd_m>80)
{
coppia_rif=0.5*Cp*rho*S*(v_wind*v_wind*v_wind)/(vel_m);
}
else
{
/*devo dare coppia di spunto per far partire il motore*/
coppia_rif=14;
}

potenza=0.5*Cp*rho*S*(v_wind*v_wind*v_wind);

M=(coppia_rif)/7;

/*per restare entro il range di funzionamento del motore devo
ridurre il riferimento di coppia di un fattore 7, questo equivale
ad avere una coppia dovuta alle perdite 7 volte maggiore.
Questo \{e} critico per il nostro modello. Implemento un' equazione
di bilanciamento (parziale) della coppia dovuta alle perdite*/

M_perd=(0.327+vel_m*0.0028);
/*CALCOLO RIFERIMENTO COPPIA GENERATORE PER LAVORARE NELL' MPPT*/
M_max=0.5*0.48*rho*S*(R*R*R/531.441)*vel_m*vel_m;

/***** Coppia di riferimento al netto delle perdite *****/
if (spd_m>100)
{
M_rif=M_max/7+2*(0.33+vel_m*0.00272);
}
else
{
M_rif=0;
}

/***** MPPT con riferimento di velocit\{a} *****/

w_rif_MPPT_calc=8.1*v_wind*60/(R*2*PI);

/***** PERTURBA E OSSERVA A STEP FISSO *****/

p++;
if (p>=1500)
{
p=0;
}

```



```

potenza=0.5*Cp*rho*S*(v_wind*v_wind*v_wind);
delta_P=potenza-potenza_old;
dP=delta_P*1000;
delta_w=spd_m-vel_old;

if (((delta_P>0) && (delta_w>0))||((delta_P<0) && (delta_w<0)))
{
w_rif=spd_m+4;
}
if (((delta_P>0) && (delta_w<0))||((delta_P<0) && (delta_w>0)))
{
w_rif=spd_m-4;
}
if ((delta_P=0) && (delta_w=0))
{
w_rif=spd_m;
}
potenza_old=potenza;
vel_old=spd_m;
}

/*z++;
if (z=10000)*/

/*****
/***** EMULAZIONE IPM *****/
/*****/

Kpd=400;
Kpq=400;
Kpw=3;

/* La parte integrale deve essere avviata solo quando il controllo
viene attivato altrimenti i limitatori saturano*/

if (control_operative>0.2)
{
Kid=3125*DT;
Kiq=2488*DT;
Kiw=219*DT;
}
else
{
Kid=0;

```

```

Kiq=0;
Kiw=0;
}
lim_corr=3.1;
lim_tens=2/3*(sqrt(2))*400*(sin(pi/3));

err_w=(w_rif-spd_m)*2*PI/60;

I_rif_prop=Kpw*err_w;
I_rif_int=I_rif_int_old+(Kiw*err_w);
I_rif_int_old=I_rif_int;

if (I_rif_int>lim_corr)      /*      Anti Wind Up      */
{
I_rif_int=lim_corr;
}
if (I_rif_int<-lim_corr)
{
I_rif_int=-lim_corr;
}

I_rif=I_rif_prop+I_rif_int;

if (I_rif>lim_corr)
{
I_rif=lim_corr;
}
if (I_rif<-lim_corr)
{
I_rif=-lim_corr;
}

/***** MTPA *****/

I_rif2=fabs(I_rif);
if (I_rif2<=0.005)
{
Id_rif=0;
}

if ((I_rif2>0.005)&&(I_rif2<=0.3))
{
Id_rif=-0.027;
}

```

```
if ((I_rif2>0.3)&&(I_rif2<=0.61))
{
Id_rif=-0.1053;
}

if ((I_rif2>0.61)&&(I_rif2<=0.93))
{
Id_rif=-0.2287;
}

if ((I_rif2>0.93)&&(I_rif2<=1.26))
{
Id_rif=-0.389;
}

if ((I_rif2>1.26)&&(I_rif2<=1.61))
{
Id_rif=-0.578;
}

if ((I_rif2>1.61)&&(I_rif2<=1.966))
{
Id_rif=-0.79;
}

if ((I_rif2>1.966)&&(I_rif2<=2.33))
{
Id_rif=-1;
}

if ((I_rif2>2.33)&&(I_rif2<=2.71))
{
Id_rif=-1.26;
}

if ((I_rif2>2.71)&&(I_rif2<=3.1))
{
Id_rif=-1.51;
}

if ((I_rif2>3.1)&&(I_rif2<=3.5))
{
Id_rif=-1.77;
}
```

```
}

if ((I_rif2>3.5)&&(I_rif2<=3.9))
{
Id_rif=-2;
}

if (I_rif2>3.9)
{
Id_rif=-2.3;
}

Iq_rif=sqrt(I_rif*I_rif-(Id_rif+Id_FW)*(Id_rif+Id_FW));

\*****\

err_d=Id_rif+Id_FW-Id;
err_q=Iq_rif-Iq;

if (spd_m<70)
{
err_d=0;
err_q=0;
}

Udx_rif_prop=Kpd*err_d;
Udx_rif_int=Udx_rif_int_old+(Kid*err_d);
Udx_rif_int_old=Udx_rif_int;

if (Udx_rif_int>lim_Ud)
{
Udx_rif_int=lim_Ud;
}
if (Udx_rif_int<-lim_Ud)
{
Udx_rif_int=-lim_Ud;
}

Udx_rif=Udx_rif_prop+Udx_rif_int;

Uqx_rif_prop=Kpq*err_w;
Uqx_rif_int=Uqx_rif_int_old+(Kiq*err_q);
Uqx_rif_int_old=Uqx_rif_int;
```

```

if (Uqx_rif_int>lim_Uq)
{
Uqx_rif_int=lim_Uq;
}
if (Uqx_rif_int<-lim_Uq)
{
Uqx_rif_int=-lim_Uq;
}

Uqx_rif=Uqx_rif_prop+Uqx_rif_int;

/***** CIRCONFERENZA LIMITE TENSIONI INVERTER *****/

U_abs=sqrt(Udx_rif*Udx_rif+Uqx_rif*Uqx_rif);
U_fase=atan2(Uqx_rif,Udx_rif);

if (U_abs>=U_lim)
{
U_abs=U_lim;
}

Uqx_rif=U_abs*(sin(U_fase));
Udx_rif=U_abs*(cos(U_fase));

lim_Ud=lim_tens*(cos(U_fase));
lim_Uq=lim_tens*(sin(U_fase));

/***** FLUX WEAKENING *****/

if (U_abs>U_n)
{
id_FW=Id_FW_old+(U_n-U_abs);
}
else
{
id_FW=0;
}

/*****

U_d=Ud_rif_old;
U_q=Uq_rif_old;

```



```
/*-----*/

void main(void)
{

    init();          /* DS1104 and RTLib1104 initialization */

    /* init D/A converter in latched mode */
    ds1104_dac_init(DS1104_DACMODE_LATCHED);

    /* init incremental encoder channel 1 *
     * input signal for channel 1 via RS422 */
    ds1104_inc_init(1, DS1104_INC_MODE_RS422);
    //ds1104_inc_init(1, DS1104_INC_MODE_TTL); //E' un'altro standard
    ma l'inverter emette in rs422

    ds1104_inc_set_idxmode(1,DS1104_INC_IDXMODE_OFF);//disabilita reset
    on encoder index

    RTLIB_SRT_START(DT, isr_srt);          /* start sample rate timer */

    /* Background task */
    while(1)
    {

        RTLIB_BACKGROUND_SERVICE();          /* background service */

    }

}
```


Bibliografia

- [1] S. Bolognani, appunti del corso di “Azionamenti Elettrici”, 2012
- [2] Roberto H. Moncada, Raúl A. Rodríguez, Juan A. Tapia, Thomas M. Jahns, “Axial flux permanent-magnet machine under optimum control strategy for wind power generation”, 2009
- [3] Mattia Morandin, Emanuele Fornasiero, Silverio Bolognani, Nicola Bianchi, “Torque/Power rating design of an IPM machine for maximum profit-to-cost ratio in wind power generation”, 2011