

POLITECNICO DI MILANO

Facoltà di Ingegneria dei Processi Industriali

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Elettrica

Dipartimento di Elettrotecnica



**STUDIO DI UN GENERATORE LINEARE PER
L'ESTRAZIONE DI ENERGIA DAL MOTO ONDOSO**

Relatore: Prof. Giovanni Maria Foglia

Tesi di Laurea Specialistica di:
Ferrario Lorenzo
Matr. 766247

Anno Accademico 2012-2013

INDICE

Introduzione	4
Capitolo 1: Introduzione alle tipologie di estrazione di energia e presentazione dell'EDS 5	
Capitolo 2: Introduzione ai generatori lineari	12
Capitolo 3: Sincrono a magneti permanenti (PM)	16
3.1 Generatore PM a flusso longitudinale	17
3.2 Progettazione	19
3.2.1 Considerazioni generali di progettazione	20
3.2.2 Corrente di carico	20
3.2.3 Circuito magnetico	20
3.2.4 Numero di conduttori per cava	21
3.2.5 Larghezza del polo	22
3.2.6 Configurazione dei magneti permanenti	22
3.2.7 geometria dello statore in acciaio	22
3.3 Progettazione del generatore di prova	23
3.4 Generatore sperimentale	23
3.4.1 Costruzione	24
3.4.2 Avvolgimenti statorici	24
3.4.3 Forza normale al traferro	25
3.5 Ottimizzazione	27
3.6 Prove di laboratorio	28
3.7 Esperimenti offshore	30
3.8 Conclusione	31
Capitolo 4: Macchina ibrida di Vernier	33
4.1 Principi di funzionamento	33
4.2 Modellazione della VHM	35
4.3 Calcolo della forza elettromagnetica	37
4.4 calcolo della forza di cogging	38
4.5 Calcolo della corrente	40
4.6 Risultati di forza elettromagnetica e di cogging	40
4.7 Fem indotta a vuoto	42
4.8 Prova in corto circuito	43
4.9 Risultati a carico	43
4.10 Discussione	44
4.11 Risultati dal banco prova	45
Capitolo 5: Macchine tubolari	48
5.1 Macchina tubolare con nucleo in ferro	48
5.1.1 Progetto del generatore	49
5.1.1.1 Progettazione cave e denti	50
5.1.1.2 Laminazioni radiali	51

5.1.1.3 Riduzione della forza di Cogging	52
5.1.2 Parametri della macchina	53
5.1.3 Conclusioni	60
5.2 Tubolare air-core	60
5.2.1 Densità di flusso superficiale	61
5.2.2 Forza reattiva	62
5.2.3 Progettazione di un prototipo da 3 kW	64
5.2.3.1 Densità di flusso intorno al traslatore	64
5.2.3.2 Scelta del magnete	66
5.2.3.3 Scelta delle dimensioni del distanziatore di acciaio	66
5.2.3.4 Sostegno delle bobine	66
5.2.3.5 Supporto del traslatore	67
5.2.3.6 Progettazione di bobine dello statore	68
5.2.4 Valutazione della fem indotta	70
5.2.5 Dimensioni del prototipo	71
5.2.6 Dettagli di Risultati	72
5.2.7 Realizzazione del Prototipo	75
5.2.8 Studio di ottimizzazione	76
5.2.8.1 I parametri di progettazione ottimizzati	76
5.2.8.2 Modello computazionale	77
5.2.8.3 Ottimizzazione geometrica	77
5.2.8.4 Direzione di magnetizzazione e confronto materiale	84
5.2.8.5 Verifica sperimentale	85
5.2.8.6 Risultati sperimentali	87
5.2.8.7 Conclusioni	88
Capitolo 6: C-GEN	90
6.1 Sintesi dell'evoluzione	90
6.2 Attributi principali	91
6.3 Tipologia lineare	92
6.4 Modellazione magnetica	93
6.5 Modellazione termica	95
6.6 Ottimizzazione	96
6.7 Modellizzazione strutturale	97
6.8 Prototipo da 50 kW	99
6.8.1 Costruzione e installazione	100
6.8.2 Prova a vuoto	101
6.8.3 Test di carico	102
6.9 Confronto con un altro generatore	104
Capitolo 7: Sviluppo di una nuova tipologia di generatori lineari	106
7.1 Modellizzazione analitica	107
7.1.1 Layout dell'avvolgimento di statore	108
7.1.2 Fem indotta	109
7.1.3 Resistenza di fase	109

7.1.4 Resistenza e correnti parassite	110
7.1.5 Induttanza sincrona	110
7.1.6 Induzione al traferro	110
7.1.7 Massa attiva	112
7.1.8 Diametro esterno e interno	112
7.2 Procedura di ottimizzazione	113
7.2.1 Specifica delle prestazioni	113
7.2.2 Calcolo della spinta	114
7.2.3 Calcolo della perdita nel rame	114
7.2.4 Calcolo dei parametri dimensionali	115
7.2.5 Calcolo della massa attiva	115
7.2.6 Vincoli dimensionali	116
7.2.7 Procedura di ottimizzazione	116
7.3 Progettazione del prototipo	117
7.3.1 Specifiche e parametri costanti	117
7.3.2 Ottimizzazione	118
7.3.3 Progettazione degli avvolgimenti	119
7.3.4 Lunghezza Traslatore	119
7.3.5 Finite Element Analysis	120
7.4 Risultati delle prove	121
7.5 Conclusione	124
Capitolo 8: Scelta della tipologia di generatore	125
Capitolo 9:Progetto del generatore	128
9.1 Modello sperimentale di laboratorio	128
9.2 Scelta della tipologia di macchina	131
9.3 Passo polare	132
9.4 Lunghezza statore e traslatore	133
9.5 Scelta magneti	133
9.6 Avvolgimenti	134
9.7 Dimensionamento dei gioghi	138
9.8 Circuito equivalente monofase	139
9.9 Simulazioni FEM	143
9.10 Prove a carico	145
Conclusioni	151
Bibliografia	152

INTRODUZIONE

L'enorme fame di energia che ha il nostro mondo globalizzato non potrà ancora a lungo essere saziata dalle risorse fossili oggi in uso; perciò argomento che impegna scienziati da anni è lo sviluppo delle fonti di energia rinnovabili. Il mio enorme interesse in questa materia mi ha portato a cercare di dare un contributo al dipartimento di idraulica impegnato in un progetto destinato alla conversione dell'energia del moto ondoso marino. Con questa tesi cercherò di analizzare e scegliere il metodo più semplice ed efficiente per trasformare l'energia delle onde in energia elettrica trovando la macchina elettrica più adeguata da accoppiare al dispositivo EDS studiato nel dipartimento di idraulica del Politecnico di Milano.

Nel primo capitolo ho ritenuto utile introdurre il sistema EDS per inquadrare il campo di applicazione e scegliere la macchina elettrica che meglio potrebbe accoppiarsi.

Nel secondo capitolo ho presentato una introduzione alle macchine lineari illustrando le varie tipologie.

Nei successivi capitoli ho descritto cinque tipologie di macchina con presentazione dei test effettuati.

Nell'ottavo capitolo ho scelto la tipologia più adatta all'applicazione sull'EDS.

Nel nono capitolo ho presentato un possibile progetto di massima della macchina elettrica da applicare all'EDS in un prototipo in dimensioni reali.

CAPITOLO 1

Introduzione alle tipologie di estrazione di energia e presentazione dell'EDS

Al giorno d'oggi, vari tipi di convertitori di energia delle onde sono stati progettati per la raccolta di energia in siti sotto costa e offshore, e continui sforzi sono fatti per trovare una tecnologia che è economicamente applicabile ed energeticamente efficiente. Dispositivi sulla costa sono generalmente dispositivi di trascinamento, terminatori o a colonna d'acqua oscillante, mentre vicino alla costa e off-shore sono generalmente corpi oscillanti (vedi [1] per una casistica completa).

Nella storia dello sfruttamento dell'energia delle onde, sono stato preferiti quelli lontani dalla costa (profondità > 40-50 m) per avere la più grande disponibilità di energia delle onde, ma essi hanno anche alti costi di installazione, manutenzione e collegamento alla rete elettrica, che cresce con la profondità dell'acqua e la distanza dalla battigia [1]. D' altra parte, i siti sulla costa hanno i suddetti vantaggi di una posizione comoda, ma sono caratterizzati da meno disponibilità di energia, a causa della dissipazione di energia delle onde che si verifica in acqua bassa, tuttavia, rifrazione e diffrazione delle onde possono concentrare energia lungo le coste di certi luoghi, come promontori o isole. Negli ultimi anni, i siti vicino alla costa vengono rivalutati per estrazione di energia delle onde, poiché è stato trovato che l'energia sfruttabile delle onde non è molto meno che nelle sedi offshore, almeno fino ad una profondità di 8 m [2].

Il dispositivo che è studiato, denominato EDS [2] (Energy Double System), è un assorbitore che mira a sfruttare l'energia nella zona di infrazione dell'onda. EDS è un brevetto di Tecnomac[®] (www.tecnomac.it). L' idea alla base EDS è sfruttare il sussulto e la forza di spostamento dell'onda con un'unica macchina, per mezzo di un galleggiante e di una pala montata sullo stesso braccio. Boa e pala sono allineati lungo la direzione di propagazione dell'onda (Fig. 1.1), e la pala è montata dietro il galleggiante. La sfida dell'EDS è quella di unire questi due dispositivi che, singolarmente presi, lavorerebbero meglio con due diversi tipi di onde, e quindi in luoghi diversi: una boa che è generalmente progettata per siti offshore, e una pala che funziona in modo significativo solo se le onde sono vicino alla rottura. Siccome ogni onda si rompe ad una profondità diversa, il posizionamento dell'EDS è fondamentale in quanto deve intercettare gran parte delle onde prima che si rompono e perdono energia. Possiamo vedere questo come un sistema versatile: una volta che EDS è ottimizzato su un'onda di riferimento, le onde più grandi saranno raccolte per lo più dalla pala, mentre le onde più piccole dal galleggiante.[2]

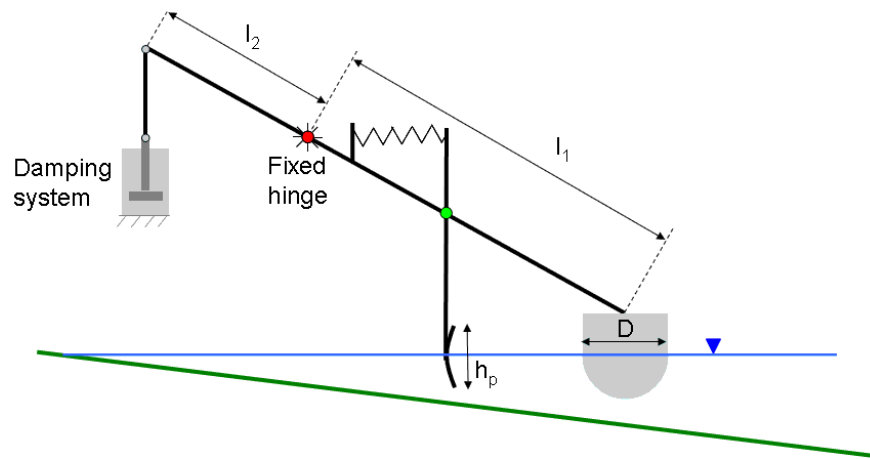


Figura 1.1: schema del modello EDS

Il sistema di smorzamento è costituito da un disco poroso immerso in un cilindro riempito con acqua. Una cella di carico e un sensore di distanza sono stati montati sullo stelo del disco, al fine di misurare forze e movimenti, e così calcolare l'energia dissipata.

La pala del prototipo non era dotata di un sistema di dissipazione, ma con molla che è un sistema conservativo. Si è fatta l'ipotesi che l'energia raccolta dalla pala potrebbe essere calcolata come l'energia potenziale accumulata nella molla.[2]

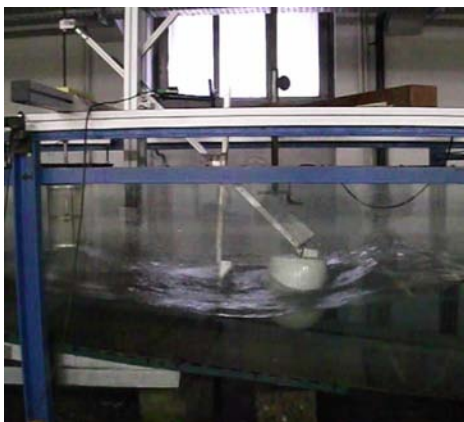


Figura 1.2: EDS durante i test sperimentali

Il modello fisico dell'EDS è stato testato sperimentalmente con onde monocromatiche, variando la sua geometria per trovare la configurazione con migliore efficienza all'interno dell'intervallo sperimentalmente considerato. Abbiamo trovato che ogni parametro del sistema, sia del galleggiante o della pala, influenza il movimento dell'intero sistema.

I seguenti parametri hanno una grande influenza sull'efficienza del sistema: la profondità dell'acqua, diametro galleggiante rispetto alle dimensioni dell'onda, inclinazione del braccio principale, distanza tra pala e galleggiante e immersione della pala.

A seguito dell'ottimizzazione dopo aver testato il prototipo con tre diverse tipologie di onde i risultati vengono riassunti nei seguenti grafici[2]:

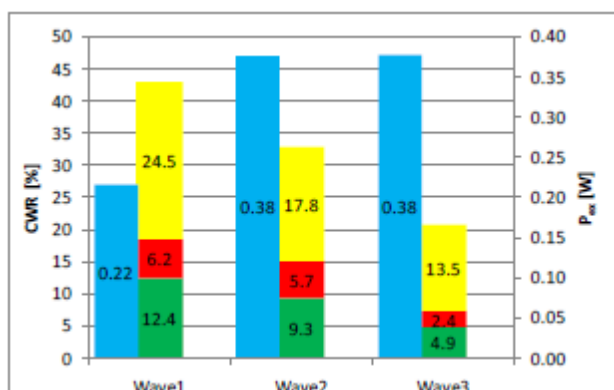


Figura 1.3: Efficienza del sistema e Potenza estratta.

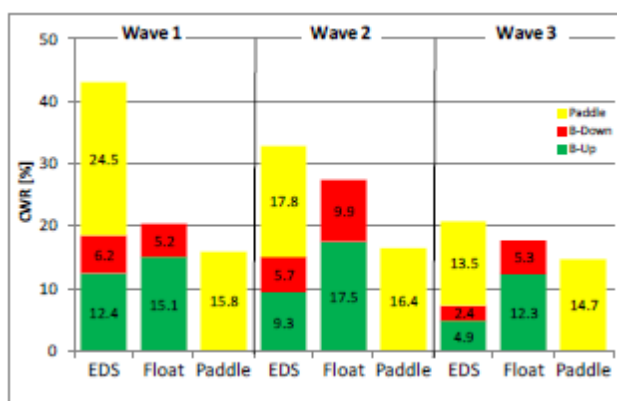


Figura 1.4: Efficienza dell'EDS e del galleggiante e della pala presi singolarmente.

Efficienze tipiche sono tra 20-40%, che sono paragonabili a quelle del Wavestar[®] [2].

L'energia estratta è divisa equamente tra galleggiante e pala, con la pala che ha sempre più energia che il galleggiante.

Anche se questi risultati sono preliminari e devono essere estesi, fanno credere che EDS è una tecnologia promettente e spingono ad andare avanti in questa ricerca, migliorare il modello rendendolo più simile a ciò che un vera macchina EDS dovrebbe essere.

Per questo motivo è stato chiesto, dai ricercatori del dipartimento di idraulica, una partnership col dipartimento di elettrotecnica al fine di trovare la miglior soluzione per convertire l'energia prodotta da questo innovativo sistema in energia elettrica.

Innanzitutto si deve scegliere il metodo di conversione di questa energia. La letteratura illustra i metodi attualmente utilizzati in diversi prototipi [3] e da questi possiamo estrarre quelli che potrebbero essere applicati all'EDS.

Per l'EDS le soluzioni che appaiono più indicate sono due:

1. Sistema di trasformazione idraulico
2. Generazione diretta tramite macchina elettrica lineare

Sistemi idraulici.[3]

Il moto alternato del galleggiante e della pala dovuto al moto ondoso può essere utilizzato per pompare un fluido. Questo può essere fatto accoppiando a galleggiante e pala due pistoni i quali mandano il fluido in pressione in un motore idraulico, che viene poi accoppiato ad una convenzionale macchina a induzione. Un esempio di questo tipo di applicazione che utilizza olio come fluido idraulico è il pelamis[4].

In alternativa un altro dispositivo progettato dall'acqmarine power utilizza direttamente l'acqua di mare mandata in pressione tramite pistoni e iniettata in una turbina pelton. [5]

I sistemi idraulici che utilizzano olio ad alta pressione tendono ad essere proposti per la loro elevata densità di energia.

Tuttavia, i sistemi idraulici assiali richiedono bassa velocità di funzionamento a causa della limitazione delle guarnizioni dei pistoni.

In caso di cedimento del sistema idraulico ad olio oltre alla diminuzione delle prestazioni si avrebbero anche possibili contaminazioni dell'ecosistema marino.

Come dimostrano i grafici(Figura 1.5) i sistemi mostrano scarsa efficienza a carico parziale.

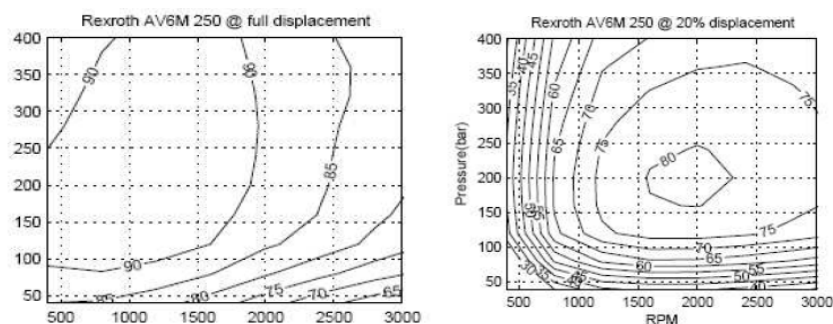


Figura 1.5 (a): curve di efficienza corsa completa

Figura 1.5(b): curve di efficienza a corsa parziale

A piena corsa l'efficienza varia tra il 90 e il 60% ma al diminuire di questa la mappa dell'efficienza è molto bassa, con un massimo del 80%, ma cade rapidamente lontano dal punto di lavoro ottimale.

Generazione diretta

In un sistema ad azionamento diretto non c'è interfaccia meccanica ad accoppiare il dispositivo al generatore elettrico. Quindi si ha il vantaggio di fornire un sistema più semplice che richiede meno parti in movimento, requisiti di manutenzione più bassi e una maggiore efficienza.

Il concetto di azionamento diretto è stato dimostrato all'interno dell' AWS [6] questo fa anche vedere che per una macchina da 2 MW servono 25m² di superficie di traferro. Macchine ad azionamento diretto sono fisicamente molto grandi e pesanti. In questo dispositivo è stato utilizzato un generatore lineare a magneti permanenti bilatero.

Il rendimento calcolato del generatore varia con ampiezza dell'onda e frequenza fig.1.6.

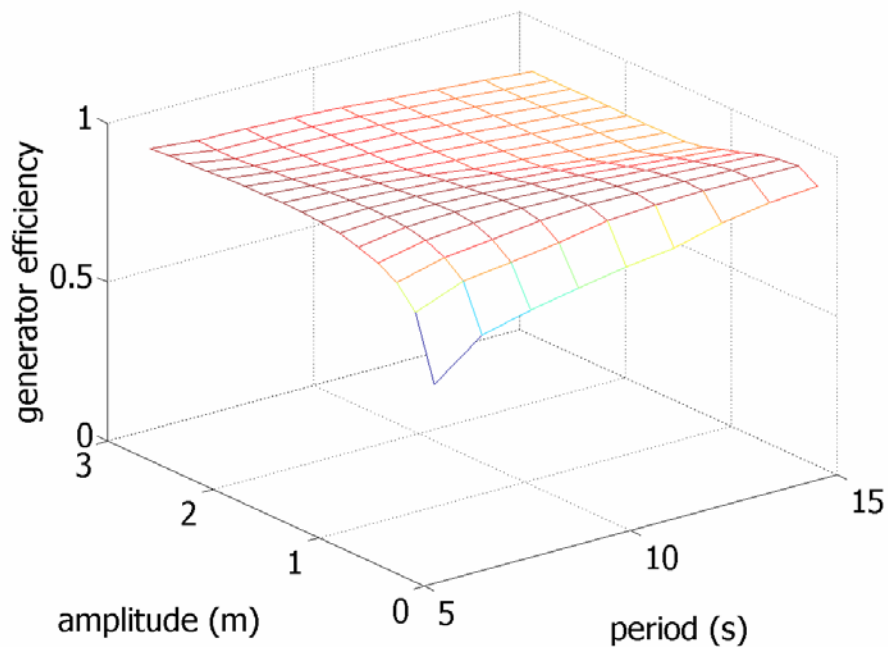


Figura 1.6: AWS Generatore lineare e la sua mappa di efficienza

Il grafico di efficienza del generatore lineare mostra l'alta efficienza (> 90%) su una vasta gamma di ampiezze e periodi d'onda. Quindi eliminando l'interfaccia meccanica tra il dispositivo e il generatore l'efficienza complessiva del sistema dovrebbe essere maggiore. Un semplice grafico (figura 1.7) che illustra i vari passaggi e presentato in[7]

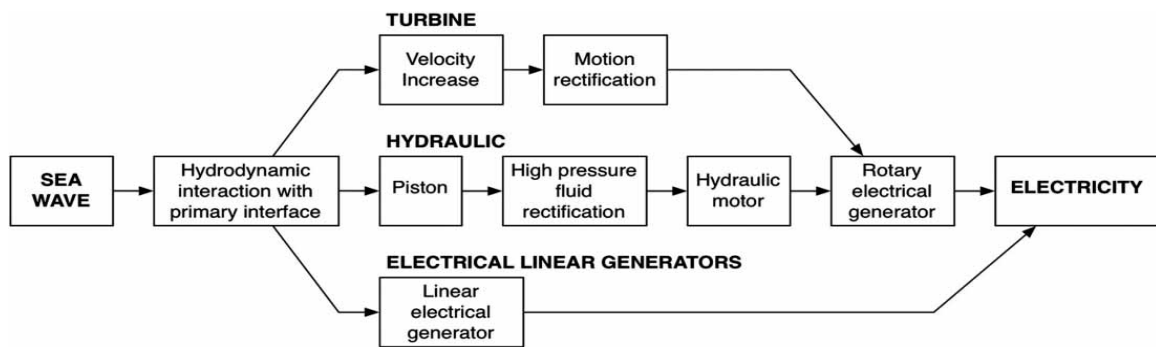


Figura 1.7: vari meccanismi di estrazione di potenza

Da questo schema si vede chiaramente che il numero di passaggi per la generazione diretta è nettamente inferiore per questo dovrebbe essere la più efficiente.

Ad aiutare nella scelta delle due opzioni c'è anche uno studio di E Spooner M A Mueller [8] di cui qui si riportano le conclusioni:

1. Costo
Il costo della macchina elettrica è molto maggiore di quello di un cilindro idraulico con simile capacità di spinta, tuttavia l'intero sistema idraulico con la sua tenuta stagna e il meccanismo di riduzione della velocità è probabilmente simile in termini di costi al sistema elettrico.
2. Efficienza
L'efficienza del sistema elettrico è superiore rispetto al sistema idraulico.
3. Massa
Il sistema idraulico è più leggero anche tenendo conto del contenitore e velocità.
4. Qualità dell'energia
Il sistema idraulico con accumulatori può fornire una potenza di uscita costante. Questo può essere importante se i dispositivi vengono utilizzati singolarmente o in piccoli gruppi.
5. Potenza di uscita
Il complesso di generazione deve essere leggermente più grande se si utilizza un sistema elettrico perché il sistema idraulico ha una maggiore densità di potenza
6. Tenuta
Il dispositivo idraulico deve essere sigillato con cura e richiede di progettare i sigilli del cilindro principale. L'impianto elettrico offre la possibilità di progettare un sistema allagato. La tipologia tubolare è forse più facilmente adattato a questo.

7. Manutenzione

L'impianto elettrico offre la prospettiva di un sistema senza manutenzione. Non esiste tale prospettiva con l'idraulica.

8. Disponibilità

Il sistema idraulico richiede una manutenzione che deve essere effettuata in condizioni di calma. Il tempo di interruzione pertanto non influenza significativamente la energia catturata ogni anno.

9. Raccomandazione

È chiaro che il sistema elettrico offre eccellenti prospettive per prestazioni superiori e altri vantaggi rispetto ai sistemi idraulici e lo sviluppo dei prototipi è giustificato

CAPITOLO 2

Introduzione ai generatori lineari

I generatori lineari rappresentano una categoria di convertitore elettromeccanici in grado di trasformare l'energia meccanica introdotta al loro ingresso sottoforma di moto lineare, in energia elettrica. In molte applicazioni di movimento lineare è vantaggioso utilizzare macchine lineari poiché l'interfaccia meccanica spesso può essere ridotta rispetto ai sistemi basati su macchine rotanti.[9]

Una macchina lineare può essere ottenuta da una macchina rotante effettuando un taglio lungo una generatrice del cilindro entro cui la macchina rotante è contenuta e sviluppando sul piano statore e rotore (vedi figura 2.1).

La struttura di una macchina lineare consta sempre di due parti: la parte fissa rispetto al sistema di riferimento chiamate statore e la parte in movimento chiamata traslatore. Lo spazio che separa il traslatore dallo statore continua a chiamarsi traferro.

Quest'ultimo, per motivi di tolleranza, risulta in genere più ampio che nelle macchine rotanti, a parità di potenza.[10]

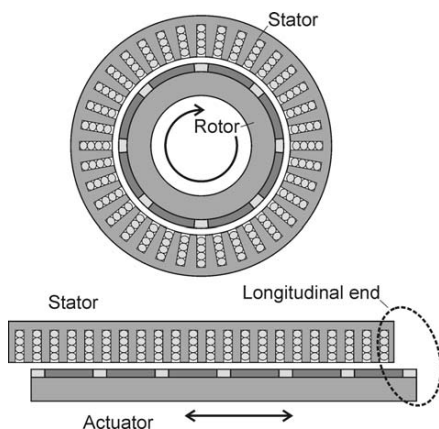


Figura 2.1 – Procedimento per ottenere una macchina piana single-sided da una rotante [9].

In base a come vengono ottenuti, partendo dalla macchina rotante, lo statore e il traslatore si può avere una prima distinzione delle macchine lineari:

- monolaterale (single-sided) (figura 2.1)
- bilaterale (double-sided) o multilaterale
- tubolare (tubular) (figura 2.2)

Gli avvolgimenti delle macchine tubolari non sono di tipo distribuito, ma risultano essere chiusi su sé stessi, diventando così una bobina circolare o un semplice anello (figura 2.2)

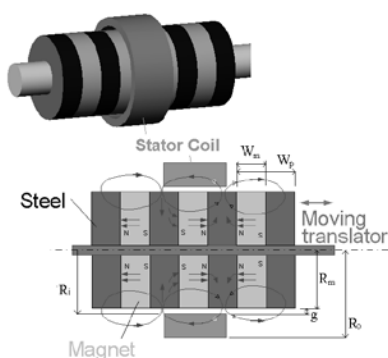


Figura 2.3 – Spaccato di una macchina a magneti permanenti tubolare [11].

Con le procedure fin qui analizzate per ottenere una macchina lineare partendo da una rotante, lo statore e il traslatore risultano circa della medesima lunghezza. Nella realtà invece, una delle due parti è sempre considerevolmente più lunga dell'altra: si hanno macchine a statore lungo (o a traslatore corto) quando la parte mobile ha una lunghezza minore rispetto alla parte fissa, oppure si hanno macchine a statore corto (o traslatore lungo) quando la parte mobile è più lunga della parte fissa.

Escludendo tutti quei casi in cui le dimensioni della macchina sono imposte dal sistema in cui essa deve operare, la tipologia di macchine a statore lungo è preferibile qualora la macchina funzioni principalmente da motore, in questo caso infatti l'ingombro longitudinale è definito dalla lunghezza dello statore, inoltre il traslatore, se sufficientemente lontano dalle estremità dello statore, interagisce con lo statore sempre nel medesimo modo. Qualora invece la macchina debba funzionare da generatore, la configurazione da preferire è quella a statore corto: questa configurazione infatti, consente di avere una sollecitazione magnetica dipendente solo dalla velocità relativa tra statore e traslatore, ma indipendente dalla loro posizione reciproca. In uscita si hanno quindi forme d'onda di tensioni e correnti più regolari (con un minor contenuto armonico), il controllo del sistema risulta quindi più semplice.

L'analogia delle macchine elettriche lineari con quelle rotanti è stata utilizzata per comprenderne meglio il funzionamento. Se però si esegue un confronto reale tra i comportamenti di una stessa

macchina in versione rotante ed in versione lineare, è possibile notare l'insorgere di vistose differenze, che nella maggior parte dei casi penalizzano la versione lineare.

In primo luogo, per problemi di accoppiamento meccanico, le macchine lineari possiedono un traferro maggiore rispetto a quello di una macchina rotante, di conseguenza le macchine lineari hanno una maggiore reattanza di dispersione, essendo maggiore la riluttanza incontrata al traferro dalle linee di flusso. Questo fa sì che le macchine lineari abbiano un fattore di potenza tendenzialmente minore rispetto alla relativa macchina in versione rotante.[10]

La velocità in caso di accoppiamento diretto a dispositivi marini sarà in prima approssimazione quella della velocità verticale della superficie del mare quindi molto bassa. La velocità del traslatore sarà dell'ordine di 1 m / s. Questo è 30 – 50 volte più lento di generatori sincroni rotanti convenzionali e di conseguenza la forza di reazione deve essere 30-50 volte più grande per dare la stessa potenza in uscita[9].

E' possibile poi osservare che, mentre in una macchina rotante le superfici di statore e di rotore attraverso cui avvengono le interazioni magnetiche sono sempre utilizzate totalmente durante il funzionamento della macchina, in una macchina lineare c'è sempre una parte inattiva: questo fa sì che la macchina lineare ha sempre una potenza specifica minore rispetto a l'equivalente rotante.

Vi sono poi una serie di effetti di origine elettromagnetica che sono diretta conseguenza della struttura lineare, essi sono:

- Effetti di bordo longitudinali;
- Effetti di bordo trasversali;
- Forza normale.

Gli effetti di bordo longitudinali sono dovuti al fatto che le lunghezze dello statore e del traslatore sono finite: questo implica che la forma complessiva del campo di induzione magnetica, generato durante il funzionamento della macchina, presenti delle locali distorsioni, perdendo quindi la sua caratteristica periodicità. Questo dà origine ad una dissimmetria tra le fasi centrali e quelle di bordo, a di forze di impuntamento (forze di "cogging") e ad un aumento delle perdite addizionali, che in generale portano ad un peggioramento delle prestazioni della macchina. Questi effetti sono tanto più marcati quanto più la macchina è corta, possono invece essere trascurabili se la macchina è lunga. Questi effetti possono essere ridotti adottando particolari configurazioni dell'avvolgimento, limitando l'intensità del campo di eccitazione in prossimità dei bordi o sagomando opportunamente il circuito magnetico di statore.

Gli effetti di bordo trasversale sono in genere di entità limitata. Essi sono principalmente originati dal fatto che in certi casi statore e traslatore hanno larghezze diverse, causando ad esempio fenomeni di dispersione aggiuntivi, interazione tra il campo di eccitazione e le correnti degli avvolgimenti di testata ed un incremento delle perdite addizionali. Vale comunque la pena di sottolineare che, così come una macchina rotante elimina di fatto ogni possibile effetto di bordo longitudinale, la struttura cilindrica di una macchina lineare tubolare elimina la presenza di ogni sorta di effetto di bordo trasversale.

L'ultimo effetto da prendere in considerazione quando si parla di macchine lineari è la forza normale: in certi casi, le interazioni di origine magnetica tra statore e traslatore possono dare luogo a forze di attrazione e/o repulsione fra le due parti, con l'eventuale rischio di collisione e strisciamento e/o di allargamento del traferro.

E' possibile concludere che le macchine rotanti, sotto un profilo strettamente elettromeccanico, sono sicuramente migliori rispetto alle relative macchine in versione lineare. Quest'ultime infatti hanno in genere rendimenti minori e possono necessitare di particolari sistemi per l'interallacciamento con la rete (convertitori statici e sistemi di rifasamento) e del controllo del moto (guide lineari, bande ottiche per il rilievo della posizione), che le rende particolarmente costose.

Qualora però il moto fornito dal motore primo fosse di tipo traslante anziché rotante, questo tipo di generatori possono essere collegati direttamente all'organo mobile del motore, con ovvi vantaggi in termini di affidabilità, semplicità costruttiva ed economicità.

Le prestazioni di una macchina lineare possono essere valutate innanzitutto mediante il rendimento, poi, risultano essere parametri importanti anche il fattore di potenza e la potenza specifica per unità di massa, è poi di fondamentale importanza valutare la massa.[10]

Vengono presentate nei capitoli seguenti le macchine lineari che meglio potrebbero prestarsi all'impiego sull'EDS.

Macchine a induzione possono essere escluse dal momento che non possono competere con le macchine a magneti permanenti alle basse velocità. [12]

CAPITOLO 3

Sincrono a magneti permanenti (PM)^[13]

In una macchina eccitata da PM non è necessaria la fornitura del campo di eccitazione. Un semplice esempio di tale macchina è costituito da magneti montati sulla superficie del traslatore che oscilla tra una struttura in ferro dotata di cave in cui sono disposti gli avvolgimenti distribuiti.

Una tale macchina è mostrato in Figura 3.1.

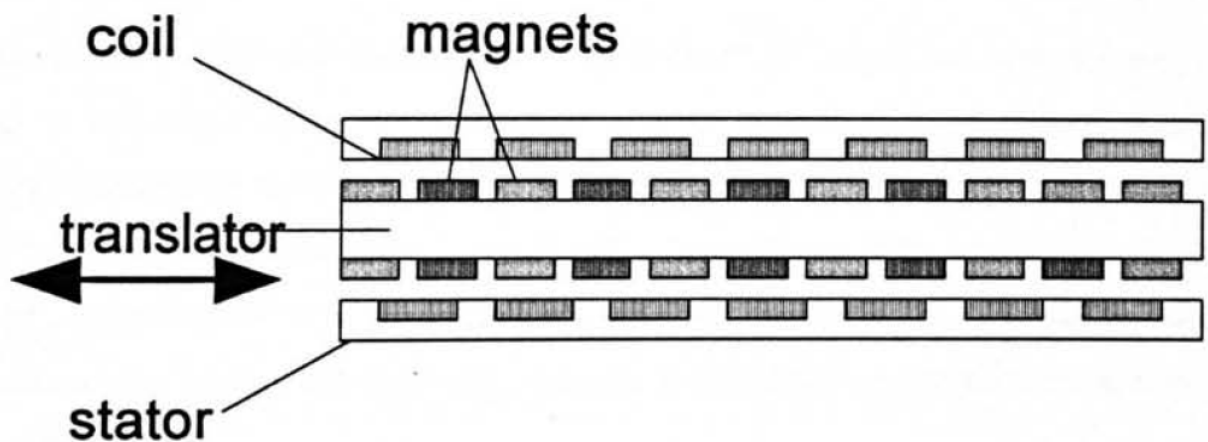


Figura 3.1: macchina sincrona PM lineare

Se il traslatore si muove, varia anche il flusso dei PM concatenato agli avvolgimenti. Una fem viene quindi indotta nelle bobine di statore. Il calcolo del flusso magnetico può essere semplificato assumendo il ferro infinitamente permeabile.

La densità di flusso nel traferro è data dall'equazione (3.1), che produce la forza sugli avvolgimenti ottenuta attraverso l'uso della legge di Lorenz, come espresso nell'equazione (3.2).

$$B_g = B_r \left(\frac{t_m}{t_m + \mu_r g} \right) \quad (3.1)$$

Dove:

t_m = spessore del magnete

B_g = induzione al traferro

B_r = induzione residua del magnete

μ_r = permeabilità relativa

g = larghezza del traferro

$$F = B_g I L \quad (3.2)$$

Dove:

F = forza

I = corrente

L = lunghezza in direzione trasversale

3.1 Generatore PM a flusso longitudinale [9]

La sezione trasversale del circuito magnetico del generatore è illustrata nella fig. 3.2. Il flusso magnetico principale, creato dai magneti permanenti, è illustrato con linee tratteggiate e la direzione del flusso è indicata con le frecce. Il flusso magnetico generato da un MP attraversa il traferro ed è condotto dai denti statorici attraverso le bobine dello statore. Nel giogo di statore il flusso si divide in due percorsi, che lo restituiscono attraverso i denti statorici, attraverso il traferro e i magneti adiacenti. La piastra di acciaio nel traslatore richiude il flusso magnetico sul retro dei magneti.

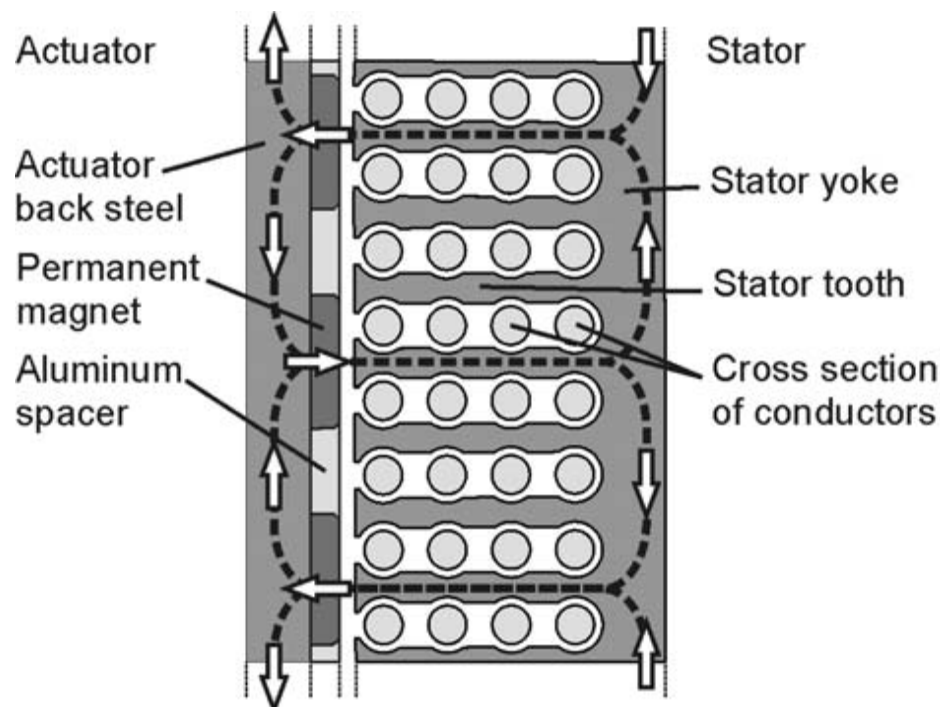


Figura 3.2: Sezione del circuito magnetico di un generatore sincrono a magneti permanenti. Il traslatore è a sinistra e lo statore è a destra.

Il circuito magnetico è costituito in larga misura di acciaio ferromagnetico, che serve a ridurre la riluttanza magnetica del circuito e per guidare il flusso attraverso tutti gli avvolgimenti statorici. E' impiegato un avvolgimento trifase, il che significa che sono utilizzate tre serie di bobine, sfasate di $2/3$ la larghezza del polo. Un sistema trifase è in grado di fornire flusso di potenza più costante, mentre un sistema monofase inevitabilmente avrà una potenza variabile con la frequenza doppia della corrente.

Per ridurre il cogging si usa un avvolgimento a cave frazionarie.

Il cogging è una forza che è dovuta alla riluttanza di statore non omogenea, cioè i magneti tendono ad allinearsi ai denti dello statore. In un avvolgimento non-frazionario il traslatore e lo statore avranno una simmetria che si ripete ogni ampiezza del polo e la forza di cogging di ogni magnete si aggiungerà alle altre con una conseguente forte fluttuazione delle forze. In un avvolgimento frazionario questa simmetria è rotta e la forza di cogging si riduce considerevolmente. Qui usiamo un avvolgimento frazionario con un numero di cave per polo fase $q = 6/5$. La configurazione di avvolgimento è illustrato in fig. 3.3.

Gli avvolgimenti di fase sono fatti di conduttori standard con sezione circolare. Il conduttore di rame è fatto di singoli filamenti ed è molto flessibile. La maneggevolezza ed il basso costo sono i principali motivi per la scelta questo cavo. Nel processo di produzione, circa 1000 metri di cavo deve essere avvolto in ogni generatore e la procedura di avvolgimento rappresenterà una parte sostanziale dei costi di produzione. L'isolamento di spessore 1 mm in PVC dà una rigidità dielettrica di 20 kV, è in grado di resistere a 70°C in servizio continuo, e ha lunga durata sia in aria che in acqua di mare.

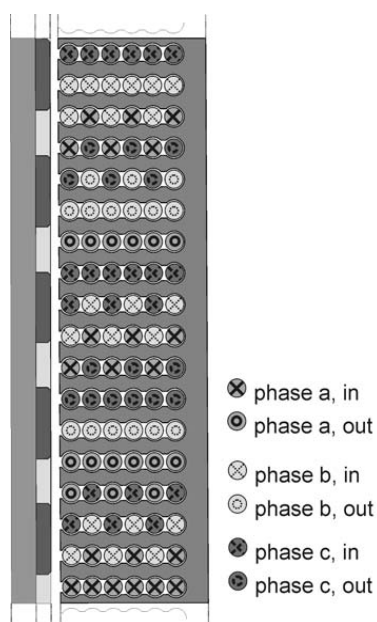


Figura 3.3: Sezione trasversale di un segmento del generatore illustrante la configurazione dell'avvolgimento frazionario.

Il materiale magnetico utilizzato è il magnete di terre rare Neodimio-Ferro-Boro (Nd-Fe-B), il quale possiede una alta magnetizzazione residua.

Un confronto tra magneti di ferrite e magneti Nd-Fe-B mostra che il generatore può essere fino a 10 volte più piccolo con Nd-Fe-B.

Le proprietà del Nd-Fe-B sono riassunte nella Tabella 3.1. I magneti Nd-Fe-B sono sinterizzati e

realizzati con alta precisione. I magneti sono molto fragili e altamente soggetti alla corrosione, quindi sono rivestiti con un sottile strato di nichel per proteggerli dalla corrosione.

Tabella 3.1: Proprietà dei materiali di magneti permanenti Nd-Fe-B.

Induzione residua B_r	1.277 T
Permeabilità magnetica μ_{rec}	1.02
Coercitività H_{ic}	1.08 kA/m
Dipendenza dalla temperature di H_{ic}	0.1 %/K
Dipendenza dalla temperature di B_r	0.7 %/K

Lo statore è in acciaio laminato con uno spessore di 1 mm. Molti acciai ferromagnetici sono adattati per frequenze di 50 Hz o superiore qui si è adottato un acciaio elettrico disponibile commercialmente. Quando il numero di lamierini è limitato, cioè per un prototipo, le lamiere di acciaio sono tagliati singolarmente con il laser. Nella produzione di serie i fogli vengono tagliati con un utensile di punzonatura. Le proprietà magnetiche sono un po' deteriorati nei pressi dei tagli. Il taglio laser rispetto alla punzonatura ha grande influenza dove la geometria è stretta, ad esempio il dente statore.

3.2 Progettazione

La progettazione ha come punto di partenza il fatto che si tratti di un convertitore per onde. Il comportamento elettromagnetico del generatore è analizzato con il metodo degli elementi finiti, che tiene conto delle varie posizioni del traslatore e del circuito esterno. Diverse centinaia di simulazioni sono state effettuate in cui sono stati valutati diversi parametri e condizioni di lavoro. Uno degli obiettivi è quello di ottimizzare il progetto del generatore. Ottimizzazione, tuttavia, significa scegliere e una scelta che sembra ottimale oggi, alla luce di nuove conoscenze diventerà inferiore ad un'altra. Un obiettivo importante è quindi quello di costruire una conoscenza di base che può essere la partenza per i futuri studi di ottimizzazione.

La simulazione agli elementi finiti fornisce un modello molto accurato e dettagliato del comportamento elettromagnetico del generatore. Modificando un parametro, è possibile studiare l'influenza di tale parametro sulle prestazioni della macchina; bisogna sapere che i parametri non sono indipendenti e che i risultati devono sempre essere interpretati alla luce della conoscenza di base della macchina elettrica.

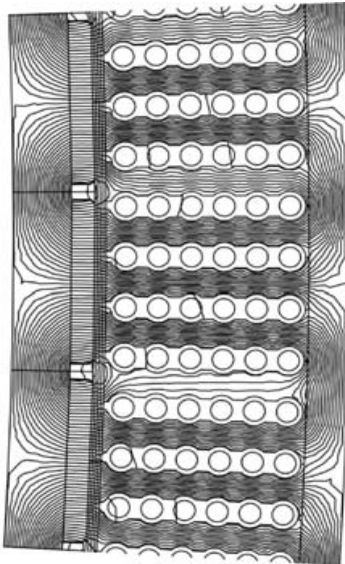


Figura 3.4: Linee di flusso magnetico

3.2.1 Considerazioni generali di progettazione

Per sviluppare la forza di reazione richiesta è necessario che il generatore sia considerevolmente più grande di un generatore convenzionale ad alta velocità di pari potenza.

A differenza di un generatore convenzionale, in cui il progetto è influenzato in misura maggiore dal carico termico, la produzione di calore per questo generatore è un problema minore poiché la potenza generata per volume è molto piccola. I problemi principali di questo generatore sono la dimensione, l'efficienza e l'angolo di carico.

L'obiettivo dello studio è costruire un piccolo generatore con alta efficienza.

A differenza di altri sistemi di produzione di energia dalle onde in cui il generatore è solo un componente minore, questo generatore sarà effettivamente una grande parte del costo totale di costruzione del sistema. Una riduzione della dimensione del generatore si rifletterà direttamente sul costo totale dell'impianto. Inoltre, l'efficienza ha una diretta influenza sulla energia immessa in rete e influenzerà quindi la produzione annua.

3.2.2 Corrente di carico

Come conseguenza diretta delle grandi dimensioni, l'avvolgimento di statore sarà lungo e la resistenza del cavo relativamente più elevata, rispetto ad un generatore convenzionale.

Le perdite resistive sono le perdite dominanti in questo generatore quindi il livello di corrente deve essere relativamente bassa al fine di mantenere un'elevata efficienza. L'efficienza della macchina aumenterà con il diminuire della corrente a causa della riduzione delle perdite resistive ma l'angolo di carico diminuisce; di controparte le dimensioni del generatore devono essere maggiori per consentire più alte tensioni. Ci sarà ovviamente un compromesso tra prestazioni e dimensioni.

3.2.3 Circuito magnetico

Con una progettazione efficiente del circuito magnetico si può aumentare la forza per ciascun traferro senza modificare la corrente di carico. In questo caso, sia la dimensione della macchina e le perdite diminuiscono. La forza nel traferro è il risultato dell'interazione tra i due principali

campi magnetici nel generatore. Il rapporto tra il flusso di armatura e il flusso dei magneti permanenti è una caratteristica che determina l'angolo di carico di un generatore con carico resistivo. Per mantenere l'angolo di carico limitato, è chiaro che, in una macchina con carico resistivo Bpm dovrebbe essere il termine dominante.

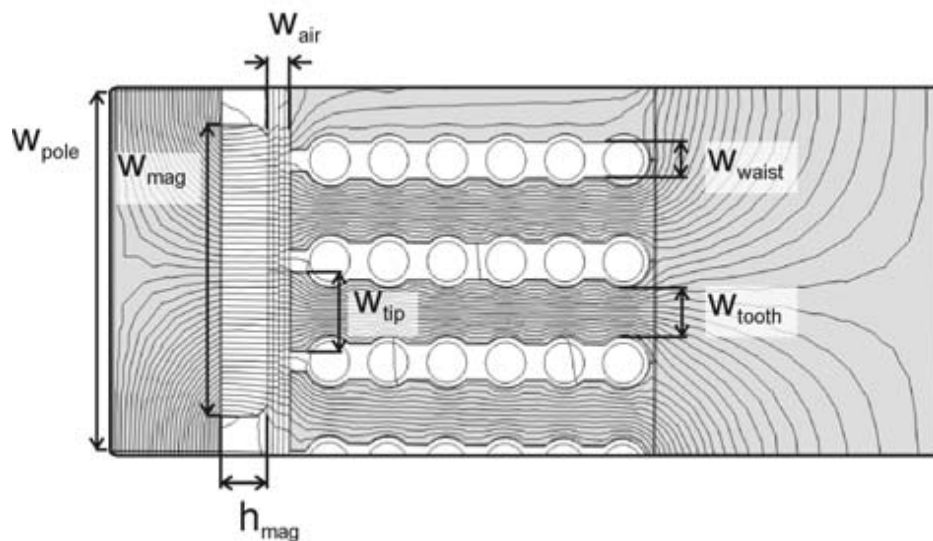


Figura 3.5: Sezione trasversale di un polo con le linee di flusso magnetico a carico.

L'angolo di carico può anche essere ridotto diminuendo il flusso di dispersione dell'avvolgimento di indotto. Minimizzando il flusso disperso è possibile diminuire l'angolo di carico, senza modificare il flusso dell'avvolgimento di armatura.

Diverse componenti di flusso nel circuito magnetico possono, in larga misura, essere controllate dal progetto del circuito magnetico. La sezione trasversale di un polo con le linee di flusso magnetico è illustrato nella fig. 3.5.

3.2.4 Numero di conduttori per cava

Aumentando il numero di conduttori in ogni cava si può diminuire il numero di poli con uguale numero totale di spire. Il numero di poli e quindi le dimensioni del generatore possono quindi essere ridotte mantenendo la tensione a vuoto. Il numero totale di spire rimarrà più o meno lo stesso, ma poiché l'induttanza principale di un circuito è proporzionale al quadrato del numero di spire in ogni bobina, si avrà un aumento nella induttanza sincrona.

La dimensione scende costantemente all'aumentare del numero di conduttori, l'efficienza aumenta marginalmente per la riduzione di perdite nel ferro. Un effetto aggiuntivo rivelato dalle simulazioni agli elementi finiti è un ulteriore aumento dell'angolo di carico. Ciò è dovuto ad un aumento del flusso di dispersione causata dai denti statorici più lunghi.

Un elevato numero di cavi richiederebbe un disegno diverso, dove i conduttori sono disposti in due file in modo da limitare la lunghezza dei denti statorici.

3.2.5 Larghezza del polo

La larghezza dei poli determina la frequenza del flusso dei magneti permanenti, che sarà crescente con larghezze di polo minori. L'ampiezza del polo dà inoltre il limite per la larghezza dei denti statorici, wtooth, illustrata in fig. 4.2. I denti statorici formano un collo di bottiglia nel circuito magnetico e la larghezza dei denti influenza molto il flusso totale nel circuito magnetico. Se il flusso si assume essere proporzionale alla larghezza polo, la tensione indotta sarà indipendente da questa. Tuttavia, a causa delle cave, un aumento dell'ampiezza del polo darà un incremento del flusso superiore rispetto alla corrispondente diminuzione di frequenza. Conseguentemente, l'induzione per polo aumenterà per maggiori larghezze di polo. La dimensione del generatore aumenta con larghezze polo crescenti. Ciò è in accordo con quanto precedentemente detto. Possiamo vedere anche un miglioramento delle prestazioni per larghezze polo aumentate. Sebbene la lunghezza dell'apparecchio è maggiore, il numero totale di poli è ridotto. Questo darà una minore lunghezza del cavo, il che spiega il miglioramento in termini di efficienza.

3.2.6 Configurazione dei magneti permanenti

Anche se il prezzo di magneti al neodimio ferro boro è calato negli ultimi anni, il materiale rimarrà relativamente costoso, poiché contiene il boro che è una terra rara; per ragioni economiche deve essere studiato un uso efficiente dei magneti. Due aspetti devono essere considerati cioè la dimensione e la forma dei magneti. Le dimensioni dei magneti permanenti hanno influenza sia sull'efficienza, sia sulla dimensione totale del generatore, e sull'angolo di carico. Tutti i parametri sono migliorati con le crescenti dimensioni dei magneti, tuttavia vi è un aumento del costo. Questo può essere compreso considerando che un aumento della dimensione dei magneti permanenti significa un aumento della componente principale di flusso; questo, a sua volta, aumenta la forza per polo e riduce l'angolo di carico. Le dimensioni della macchina possono così essere ridotte e, di conseguenza, le perdite saranno minori. Anche in questo caso si ha un compromesso tra prestazioni e costi.

Il miglioramento cessa, tuttavia, in un punto in cui l'aumento delle dimensioni del magnete dà solo una piccola riduzione di angolo di carico ma l'efficienza e la dimensione rimane, invece, costante. Ciò è dovuto alla saturazione del ferro nei denti statorici. Un aumento della forza magnetomotrice nel circuito magnetico viene contrastata da una riluttanza in rapida crescita. Grande altezza del magnete, h_{mag} , riduce anche l'accoppiamento magnetico tra il traslatore e statore.

Si può con mezzi analitici dimostrare che per minimizzare i magneti il rapporto ottimale tra altezza e larghezza è quasi uguale al rapporto della larghezza traferro, W_{air} , e la larghezza del magnete.

3.2.7 geometria dello statore in acciaio

Lo scopo principale dell'acciaio di statore è guidare il flusso magnetico attraverso gli avvolgimenti. Ciò significa massimizzare il flusso principale e minimizzare i flussi dispersi. L'acciaio di statore può essere tagliato con grande libertà e la geometria può essere adattata con grande precisione per ottenere proprietà desiderabili. Alcune delle scelte di progettazione sono evidenti,

in quanto danno sia maggiore induttanza principale e ridotto flusso disperso. In molti casi, tuttavia, un cambiamento nella geometria darà un aumento sia dell'induttanza principale sia dei flussi di dispersione; qui ci sarà un compromesso tra dimensioni e angolo di carico. Una larghezza del dente più grande al traferro aumenta l'area effettiva di traferro e l'accoppiamento di flusso tra il traslatore e lo statore. D'altra parte allargando troppo w_{tip} , si rischia di aumentare troppo il flusso magnetico disperso tra dente e dente.

3.3 Progettazione del generatore di prova

Il progetto di questo generatore è ottimizzato per quanto riguarda alta efficienza e basso angolo di carico, piuttosto che la dimensione della macchina.

Tabella 3.2: Caratteristiche principali del generatore di prova

Potenza nominale	10 kW
Tensione nominale	200 V (r.m.s.)
Area di traferro	2.08 m ²
Angolo di carico	6.6°
Efficienza	86.0 %
Perdite per isteresi	0.53 kW
Perdite per correnti parassite	0.04 kW
Perdite resistive	1.0 kW

Le più importanti caratteristiche sono date nella tabella 3.2. L'efficienza è piuttosto alta per questo tipo di generatore. Come si può notare le perdite dominanti sono date dalle perdite resistive, che rappresentano il 64% delle perdite totali.

Le perdite per isteresi contribuiscono al 33%, mentre le perdite per correnti parassite sono quasi nulle. Questa è una conseguenza della bassa frequenza. Tuttavia a causa della grande dimensione la perdita totale sarà importante. Perdite per correnti parassite sono proporzionali al quadrato della frequenza e di conseguenza saranno molto basse.

3.4 Generatore sperimentale

Molti dei problemi connessi alla realizzazione di una nuova macchina non possono essere affrontati in fase progettuale mentre alcune caratteristiche di cui ci si è preoccupati, possono risultare essere di minore importanza nel caso reale. Il modo migliore per individuare i veri problemi e di evitare di concentrarsi su problemi inutili è quello di costruire e testare la macchina.

Il generatore di prova è stato costruito per simulare, per quanto possibile, i generatori che verrebbero impiegati nel prototipo del convertitore di energia delle onde. Oltre agli aspetti ingegneristici, in un'impostazione sperimentale è anche importante verificare il modello numerico.

3.4.1 Costruzione

Il generatore sperimentale è illustrato nella fig. 5.1. Il circuito magnetico del generatore è quello presentato nel capitolo precedente, tuttavia, la lunghezza del traslatore e statore è alquanto più piccola. La lunghezza dello statore è stato fissato a 700 mm e il traslatore è di 650 mm, entrambi aventi una larghezza di 400 mm che danno un traferro di $1,04 \text{ m}^2$. Avremo quindi un generatore con più corto traslatore rispetto allo statore. Il generatore ha traslatore di forma quadrata nel centro e quattro statori all'esterno di fronte ai lati del traslatore.

Il traslatore può muoversi verticalmente ed è fissato con otto cuscinetti, che scorrono lungo rotaie montate sul pilastro centrale. Il pilastro centrale è collegato con i pacchetti statore in alto e in basso attraverso una struttura in acciaio.

Questa struttura portante è necessaria per mantenere il traferro costante e per contrastare le forze di attrazione significative che si sviluppano tra i lati del traslatore e i pacchetti di statore. Alcune molle sono montate sul lato e collegate da corde alla parte inferiore del traslatore.

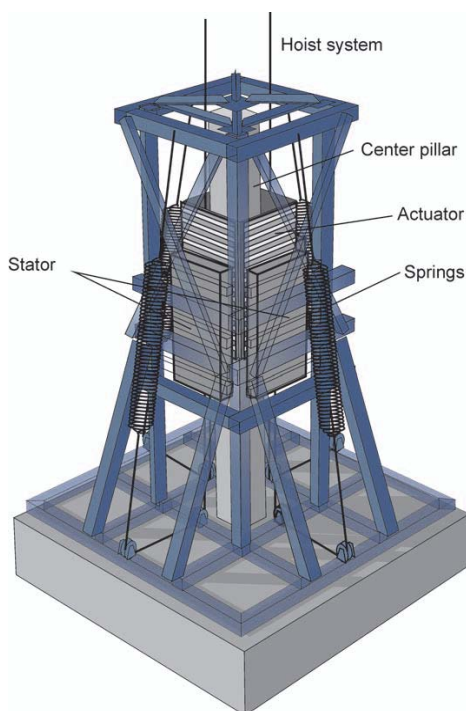


Figure 3.6: Rappresentazione del generatore sperimentale.

3.4.2 Avvolgimenti statorici

I conduttori degli avvolgimenti statorici possono essere inseriti liberamente, rispettando la fase e la direzione data dallo schema di avvolgimento illustrata nella fig. 3.3. C'è così un gran numero di possibili configurazioni di avvolgimento. L'avvolgimento utilizzato nel modello è stato ottimizzato

per avere lunghezza totale minima e una distribuzione uniforme. Uno schema della distribuzione è illustrato in fig. 3.7, che mostra il percorso di una fase. Gli avvolgimenti dei quattro statori vengono tra di loro collegati in serie.

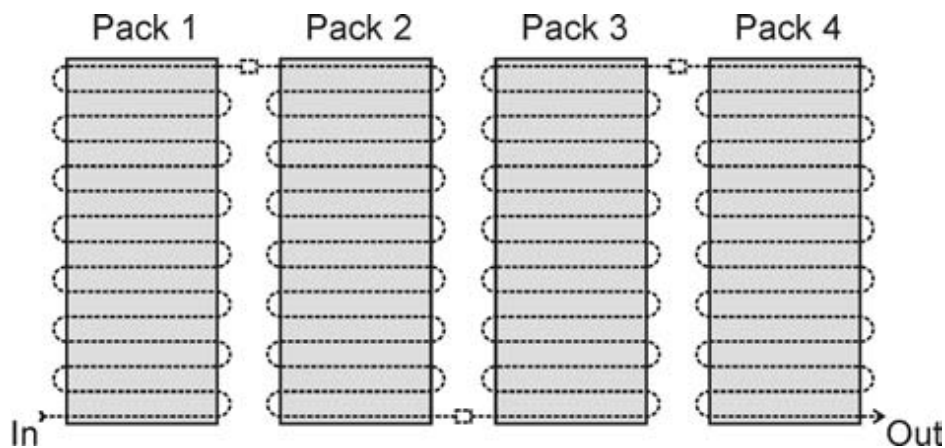


Figura 3.7: Rappresentazione schematica del percorso dell'avvolgimento di una fase. Ogni statore è avvolto separatamente e collegato in serie quando è montato sulla struttura di supporto.

3.4.3 Forza normale al traferro

Il traslatore e lo statore saranno attratti tra loro da forze magnetiche. Se si utilizza un traslatore a faccia multipla, queste forze possono essere ridotte, poiché le forze dei lati opposti tendono ad annullarsi. Tuttavia, la forza aumenta rapidamente con il diminuire del traferro e un piccolo spostamento orizzontale del traslatore darà una forza risultante che agisce nella direzione del traferro più piccolo.

Le forze normali su un generatore lineare sono state valutate utilizzando il metodo agli elementi finiti; le forze normali sono state calcolate senza carico per differenti larghezze traferro. Nella fig. 3.8, la forza normale, è data per un traferro di 3,0 mm, per il traslatore in movimento.

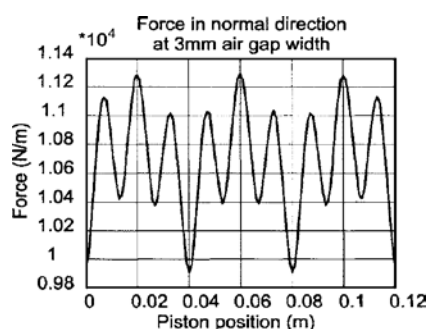


Figura 3.8: Forza normale per polo per uno spostamento del traslatore pari a tre passi polari con un traferro di 3mm.

La forza varia, quando il traslatore si muove. La forza massima è di 11,3 kN per polo e metro di lunghezza, che darebbe una forza risultante per un lato del generatore sperimentale di 58,8 kN. La massima forza normale, per larghezze di traferro che vanno da 1 a 6 mm, sono riportati in fig. 3.9.

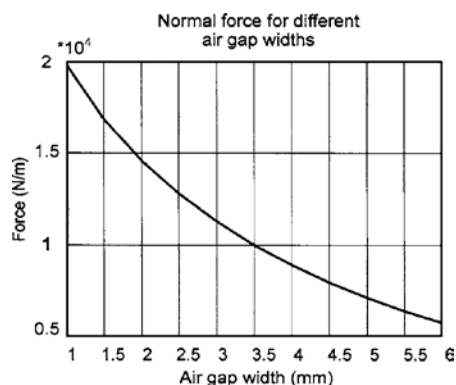


Figura 3.9: Forza normale massima per polo incrementando la lunghezza di traferro.

Si può notare che la forza aumenta velocemente per piccole larghezze di traferro. La forza risultante orizzontale per traferri differenti sulle facce opposte da un originale 3 mm è illustrata nella fig. 3.10.

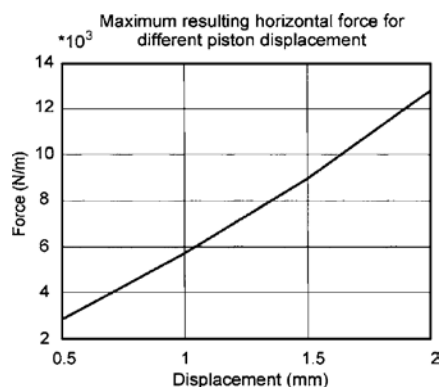


Figura 3.10: Forza risultante orizzontale per polo di un generatore bilatero per uno spostamento dal traferro nominale.

Uno spostamento di 1 mm, da un'originale traferro di 3 mm, provocherebbe per questo generatore sperimentale una forza da contrastare di 29,6 kN.

Il traslatore è quindi in un equilibrio instabile in cui un piccolo spostamento darà una grande forza da contrastare. Per evitare il collasso del traferro, la struttura di supporto deve essere sufficientemente rigida da fornire una forza di ricentraggio che cresce più rapidamente della forza magnetica.

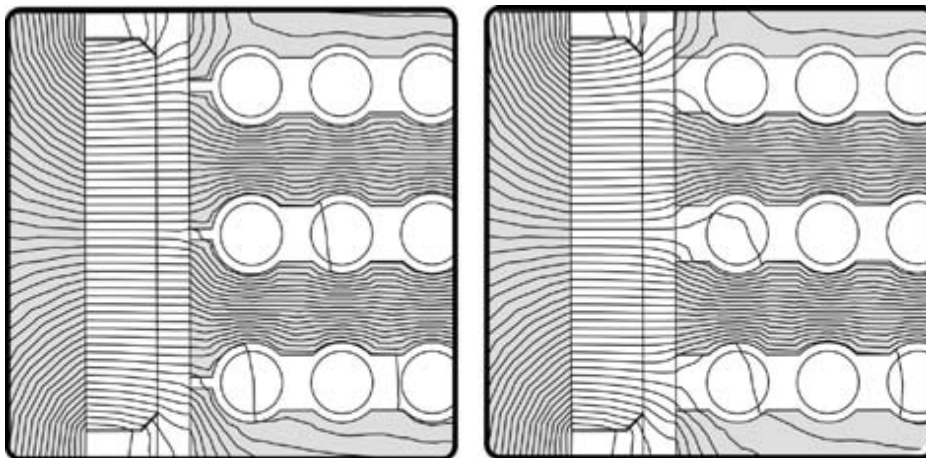
3.5 Ottimizzazione

Con il metodo agli elementi finiti, è possibile studiare come piccoli cambiamenti nella geometria influenzino i flussi nella macchina. La figura 3.11, mostra la distribuzione del flusso nei denti dello statore per due diverse larghezze della testa del dente, con le relative modifiche di flusso nel traferro e angolo di carico. Con l'analisi sistematica dei dettagli del circuito magnetico, è possibile massimizzare la componente principale del flusso e ridurre il flusso di dispersione; quindi migliorare tutte le prestazioni del generatore.

Tuttavia, nella maggior parte dei casi vi è un compromesso tra le dimensioni (costi) e le prestazioni.

La Fig. 3.12 mostrana l'impatto del numero di cavi per cava, per quanto riguarda la dimensione del generatore, l'efficienza, e angolo di carico.

Nel compromesso tra la dimensione e l'efficienza, l'economicità è il parametro più importante. Un aumento di efficienza sarà direttamente proporzionale all'energia prodotta nell'impianto. Il costo delle perdite può essere stimato nello stesso modo del valore di produzione di energia e dipenderà da fattori come, la vita dell'impianto, il prezzo dell'energia elettrica, e il tasso di interesse. Per ottenere un completo modello economico è necessaria la conoscenza di come la dimensione generatore influenza i costi di costruzione di tutto l'impianto.



$w_{tp} = 12.2 \text{ mm}$
 Load angle = +19.6 %
 Flux in air gap $\approx +1.9 \%$

$w_{tp} = 8.3 \text{ mm}$
 Load angle = -2.0 %
 Flux in air gap $\approx -1.0 \%$

Figura 3.11: Flusso magnetico nei denti di statore per due diverse larghezze di dente.

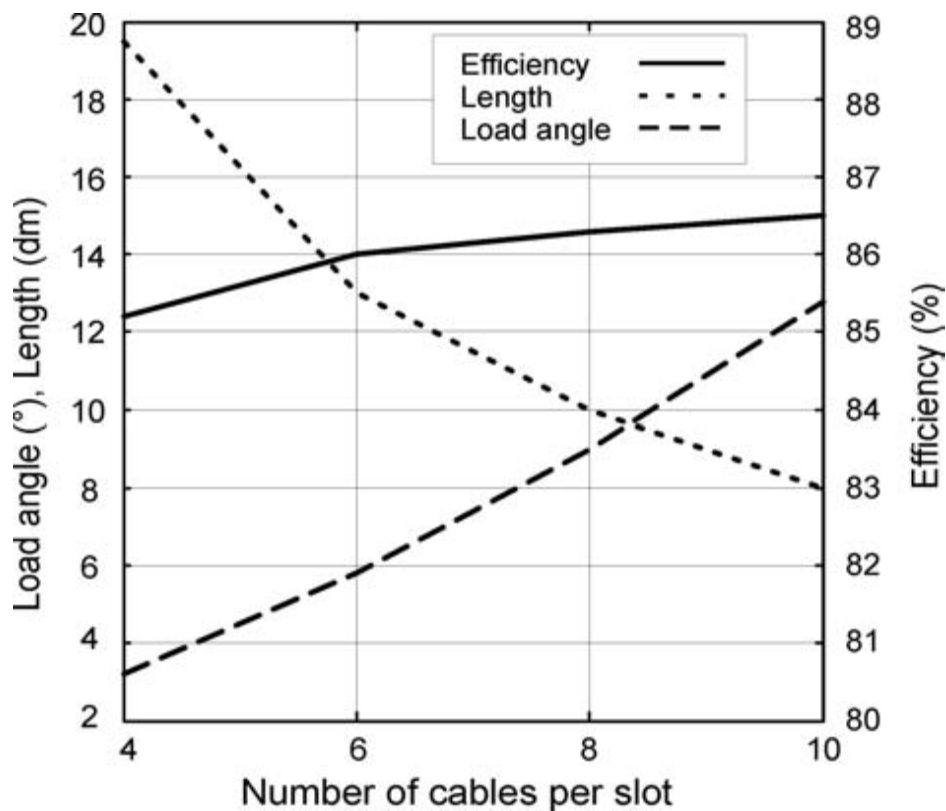


Figura 3.12: Efficienza, lunghezza del generatore e angolo di carico in funzione dei cavi per cava.

3.6 Prove di laboratorio

Bassa velocità

Una prima serie di misure sono state condotte con velocità limitata a 67,5 mm / s, che è circa 1/10 della velocità nominale. Con carico puramente resistivo collegato a Y con resistori di 4,0 Ω sono state misurate le tensioni. La larghezza traferro è stato impostato a 5 mm. Le tensioni simulate e misurate corrispondono. Vi sono, tuttavia, alcune discrepanze, principalmente nella forma delle tensioni e nel rapporto tra le ampiezze di fase.

Questo può essere in parte attribuita al variare della velocità dell'attuatore a causa delle forze di cogging, che a sua volta influenza la forma delle curve di tensione. Inoltre le estremità longitudinali introducono un disturbo nel modello di flusso magnetico cioè non c'è simmetria rispetto ai diversi avvolgimenti di fase; questo potrebbe spiegare perché le tensioni di fase sperimentali non hanno lo stesso profilo di quelle simulate.

Velocità nominale

Un sistema con un paranco e motore a induzione da 75kW è collegato al generatore di prova. E' possibile ottenere una velocità fino a 0,86 m / s, ma il traferro ora è stato aumentato a 7 mm. La tensione di una fase viene misurata su un carico resistivo connesso a Y di 5Ω.

Anche in questo caso, i valori sperimentali e simulati mostrano un buon accordo.

I risultati sperimentali verificano, in larga misura, i risultati ottenuti con lo strumento numerico utilizzato nel processo di progettazione. Tuttavia, le misurazioni della induzione magnetica nel traferro hanno rivelato che l'estremità longitudinale ha grande influenza sulla distribuzione del flusso magnetico. La componente normale misurata e simulata dell'induzione magnetica nel traferro è illustrato nella fig. 3.13. La discrepanza ha richiesto un esame approfondito degli effetti di estremità longitudinale.

Esperienze tratte dall'implementazione del prototipo di laboratorio mostrano l'importanza di costruzione di un generatore. Molte delle nozioni apprese dal prototipo generatore, sono legati alla costruzione. Per esempio, le forze al traferro si sono dimostrate di massima importanza, mentre la gestione dei magneti permanenti è risultata molto più semplice di quanto ci si aspettava.

Il traferro più piccolo testato nel prototipo è stato di 5 mm, perché riducendolo ulteriormente si ha un collasso del traferro.

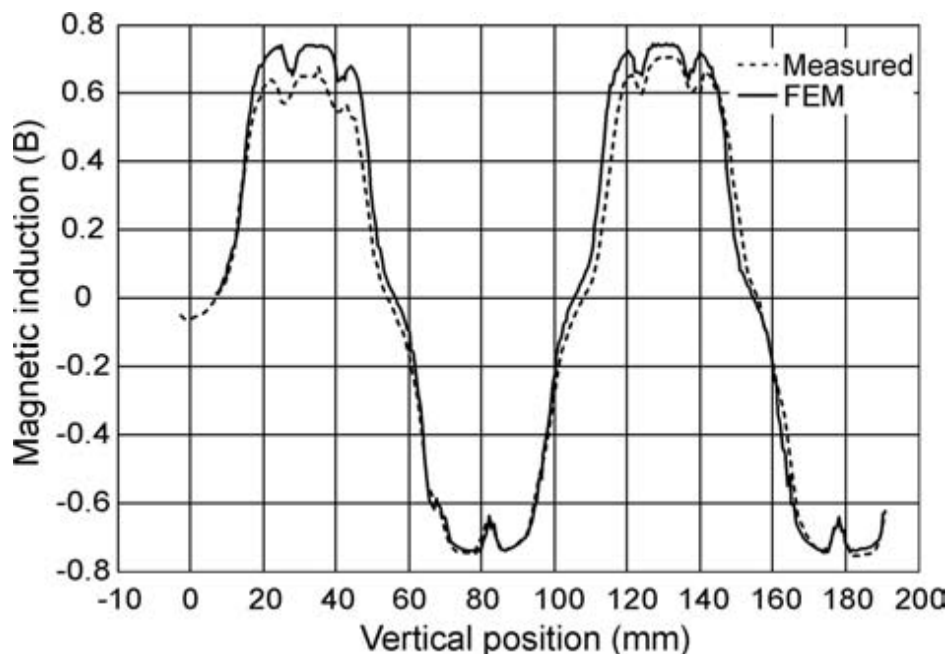


Figura 3.13: Componente normale dell'induzione misurata e simulate lungo una linea verticale nel traferro.

3.7 Esperimenti offshore

I risultati del convertitore offshore si basano su registrazioni delle tre tensioni di carico nella stazione di misura a terra. Dalle tensioni sul carico, la potenza nel carico può essere calcolata, e la potenza totale nel sistema, comprese le perdite in generatore e cavo sottomarino, possono essere stimate.

Inoltre, le tensioni sul carico possono essere utilizzate per determinare la velocità dell'attuatore e la posizione. Un grafico delle tensioni è illustrato nella fig. 3.14. La tensione varia sia in frequenza che in ampiezza in base a come l'attuatore segue il movimento delle onde. Come risultato, la potenza varierà nel corso di un periodo d'onda e la potenza media è tipicamente sei volte inferiore alla potenza di picco. Questo illustra il beneficio di collegamento di un gran numero di unità in un sistema, in modo da ridurre la fluttuazione della potenza totale.

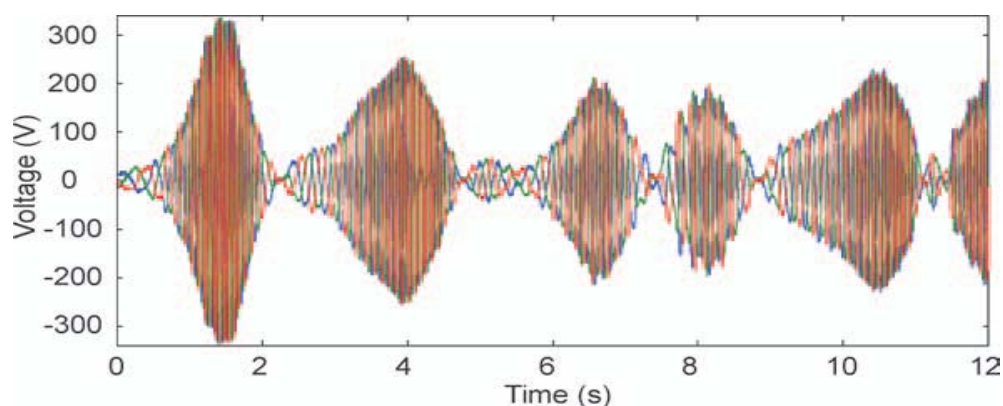


Figura 3.14: Tensione misurata dal generatore installato in mare a Lysekil.

Sono stati studiati gli assorbimenti di potenza della centrale con differenti resistenze di carico / fattori di carico. La potenza media assorbita è stata confrontata con i dati dell'onda provenienti da una boa di misura. I risultati mostrano che l'assorbimento del sistema può essere regolato modificando la resistenza di carico. Inoltre, esiste una resistenza di carico ottimale per questa configurazione, nell'intervallo 2.2Ω - 10.0Ω . Modificando il carico, è possibile massimizzare la potenza in funzione delle condizioni dell'onda. Si tratta di un risultato importante, perché dimostra che mediante la regolazione della resistenza di carico (o DC-level), il comportamento del sistema può essere controllato dalla riva.

Il generatore, durante il primo periodo di prova, è stato esposto a sovraccarichi di breve termine, fino a 8 volte il carico nominale, con tensioni di 480 V. Queste condizioni si sono verificate nel corso di eventi eccezionali e mostrano la robustezza del generatore.

L'influenza della variazione dell'area di traferro sull'assorbimento di potenza dell'impianto non è ancora pienamente compreso. Tuttavia, si sospetta che il fatto che l'area di traferro vari, riduce l'assorbimento di potenza totale. Se il traslatore è realizzato sufficientemente lungo la zona traferro può essere costante per tutta la lunghezza della corsa. C'è ancora un compromesso tra costi e prestazioni.

L'influenza delle estremità longitudinali sull'andamento del flusso magnetico è stato rivelato nelle misurazioni del flusso traferro sul generatore prototipo. Le estremità longitudinali determinano una distorsione nella distribuzione del flusso, che si estende verso l'interno della macchina. Una conseguenza dell'effetto dell'estremità longitudinale è la distribuzione del traferro irregolare. Questo potrebbe spiegare le relativamente grandi forze di cogging che sono state sperimentate, sia con il prototipo di laboratorio sia con il generatore offshore. Un'altra conseguenza, è che l'intensità del campo nel giogo di statore e nell'acciaio dietro ai magneti, in alcune aree, sarà più grande di quello del modello predetto nelle simulazioni. Queste parti potrebbero, di conseguenza, essere sottodimensionate.

Tuttavia, più allarmante è l'influenza dinamica delle estremità longitudinali. Quando il traslatore è in movimento fuori dallo statore, il magnete più alto lascerà il circuito magnetico, e di conseguenza, il secondo magnete dovrà cambiare il percorso di richiusura del flusso. Questo si tradurrà in un cambiamento del percorso del flusso nella parte posteriore dell'acciaio del traslatore, che a sua volta induce correnti parassite. Questo effetto è, probabilmente, accentuato se il traslatore è più lungo dello statore.

La misura della tensione di carico del prototipo di laboratorio coincide con i valori simulati, e l'effetto estremità longitudinale sembra avere un piccolo impatto sulla forza elettromotrice indotta. Il generatore testato offshore differisce dal prototipo di laboratorio in un modo significativo, il traslatore è più lungo dello statore.

Analisi dei dati in mare aperto indicano che la fem indotta è inferiore a quella che è stata anticipata dalle simulazioni. La ragione di ciò non è ancora completamente compresa, ma gli effetti delle estremità longitudinali potrebbero essere la causa.

Per comprendere l'influenza delle correnti parassite che si formeranno nella direzione z sarà necessario un modello 3D.

Una comprensione più profonda degli effetti terminali longitudinali è di vitale importanza, e potrebbero eventualmente indurre cambiamenti radicali nella progettazione di generatori a magneti permanenti lineari.

3.8 Conclusione

Un generatore sincrono a magneti permanenti lineare è stato progettato per essere utilizzato in un impianto di conversione dell'energia dalle onde. Il progetto si basa su simulazioni effettuate con uno strumento di simulazione ad elementi finiti. L'applicazione impone diverse esigenze sul generatore. Per esempio, la velocità dell'attuatore è lenta, nell'ordine di 1 m / s. Come conseguenza, il generatore deve essere di dimensioni maggiori di un convenzionale generatore a rotazione veloce. Inoltre, il generatore deve poter sopportare sovraccarichi fino a 5 volte il carico nominale a lungo termine, e sovraccarichi forse fino a 10 volte il carico nominale a breve termine.

Dallo studio dettagliato del circuito magnetico si è decisa la scelta di una bassa corrente di carico nominale, un angolo di carico molto basso (6.6°) e è stata raggiunta una relativamente alta efficienza (86%). Di conseguenza il generatore è relativamente grande. Per ottenere la potenza nominale di 10 kW a 0,7 m / s, il generatore ha bisogno di un'area di traferro di 2,08 m². Le perdite sono dominate da perdite resistive (64%), seguiti da perdite per isteresi (33%), mentre le perdite per correnti parassite sono quasi trascurabili.

Un prototipo di laboratorio è stato costruito sulla base dei risultati dello studio di progettazione. Le misurazioni di tensione al carico, ad una velocità costante di attuatore 0,067 m / s e 0,86 m / s, corrispondono bene con le simulazioni. Tuttavia è stata riscontrata una differenza del flusso al traferro tra valore misurato e simulato. Questo è stato attribuito agli effetti di estremità longitudinali, che sono ignorate nel modello numerico.

Tuttavia, l'effetto estremità longitudinale sembra avere poca influenza sulla fem indotta per questo specifico set up.

L'equilibrio instabile dell'attuatore, a causa della forte forza magnetica normale, è diventato evidente durante la realizzazione sperimentale. Simulazioni agli elementi finiti delle forze normali sul traslatore mostrano che sul magnete permanente le forze aumentano rapidamente con lo spostamento dal traferro medio. Questo, unitamente con le esperienze del prototipo di laboratorio, ha portato ad una completa riprogettazione della struttura di supporto per il generatore in mare aperto.

Un convertitore di energia in scala è stato costruito e posizionato in mare aperto fuori Lyskil, sulla costa occidentale della Svezia. Il test ha fornito dati vitali del comportamento dinamico del generatore.

La potenza varia continuamente, a causa della velocità variabile dell'attuatore, e la media comprende tipicamente valori sei volte inferiore alla potenza di picco. Il generatore ha subito potenze di picco fino a 8 volte il carico nominale a breve termine e tensioni di oltre due volte la tensione di progettazione.

L'influenza della resistenza del carico sull'assorbimento di potenza è stato studiato per una vasta gamma di condizioni d'onda. Si è concluso che la resistenza di carico influenza l'assorbimento di potenza significativamente e vi è una resistenza di carico ottimale nell'intervallo $2.2\Omega - 10.0\Omega$. Questo risultato mostra come l'assorbimento di potenza dell'impianto può essere controllato da terra.

L'influenza delle estremità longitudinali sulla distribuzione del flusso magnetico è diventato evidente durante gli esperimenti di laboratorio. Il fenomeno è stato descritto mediante un metodo analitico e da simulazioni agli elementi finiti. L'effetto finale longitudinale dà luogo a una distribuzione non simmetrica del traferro e a concentrazioni di flusso nel giogo di statore e nell'acciaio posteriore del traslatore. Questi effetti si pensa abbiano una piccola influenza su tutte le prestazioni del generatore.

Un effetto più allarmante si verifica quando il traslatore lascia lo statore e il flusso nel traslatore è costretto a cambiare configurazione. L'effetto risultante non è ancora chiarito e si sottolinea che l'influenza dinamica di effetti di estremità longitudinali ha bisogno di ulteriori indagini.

CAPITOLO 4

Macchina ibrida di Vernier

La macchina ibrida di Vernier [14](VHM) è una tipologia di macchina a riluttanza variabile a magneti permanenti (vRPM). Ci sono molte diversità tra le macchine che compongono questa famiglia ma il principio di funzionamento in queste macchine è simile: magneti permanenti con breve passo polare (<50mm) si muovono rispetto ad una superficie dentata con pari lunghezza di passo. La superficie dentata fornisce la variazione di riluttanza e produce una rapida inversione del campo prodotto dai magneti permanenti. Esiste quindi un'elevata variazione di energia nel traferro quindi la forza di traslazione risulterà essere un ordine di grandezza maggiore rispetto alle macchine lineari convenzionali. Le potenzialità della TFM (trasverse flux machine) in termini di forza di traslazione è stato ampiamente discusso nella letteratura, ma la fabbricazione del TFM è difficile a causa della sua struttura non convenzionale. Il progetto di macchine vRPM non è semplice, a causa dei complessi percorsi del flusso di dispersione; per tener conto della saturazione, dei percorsi di dispersione e degli effetti della reazione di indotto è necessaria un'analisi completa della distribuzione del flusso per ogni posizione e corrente di armatura. Questa mappa di flusso fornisce una completa descrizione della macchina, consentendo di determinarne le prestazioni. Il passo polare magnetico nella VHM è più piccolo rispetto ad una macchina PM convenzionale e ciò influenza il calcolo della forza. La capacità di un'elevata forza di traslazione della VHM la rende attraente nei casi in cui una topologia macchina convenzionale sarebbe fisicamente molto grande e pesante, per esempio generatori a bassa velocità in turbine eoliche ad accoppiamento diretto o in convertitori di energia dalle onde. La struttura più convenzionale della VHM rispetto alle TFM la rende adatta a questa applicazione.

4.1 Principi di funzionamento

Una versione lineare della VHM è stata scelta per spiegare il funzionamento e indagare le prestazioni (Fig. 4.1). Il traslatore lineare dentato costituito da lamierini di ferro si muove tra due nuclei a C con una bobina avvolta su ogni polo e magneti montati sulla faccia del polo. La larghezza dente e della scanalatura del traslatore sono simili alla dimensione del campo del magnete. Quando i denti sono completamente allineati con magneti, il flusso scorre come mostrato dalla linea tratteggiata in fig.4.1 b. Come il traslatore si muove questo flusso decade a zero nella posizione disallineata e poi inverte la polarità. In questo modo la bobina vede un rapido cambiamento di flusso con piccolo spostamento. La frequenza elettrica quindi le pulsazioni di flusso è maggiore della frequenza del traslatore.

La figura 4.1 b, mostra il meccanismo di produzione di forza. I PM sono sostituite dalle spire equivalenti ed il campo è prodotto dall'eccitazione di armatura. Una induzione elevata (B_1) si

osserva nel traferro sotto un dente rispetto all'induzione nella cava (B_2). La forza di picco viene prodotta quando l'interfaccia tra due magneti è allineata con il centro di un dente.

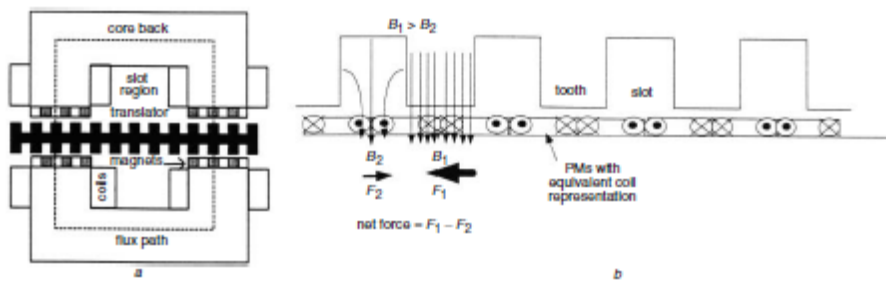


Figura 4.1: (a) Rappresentazione di una fase della macchina VHM; (b) Produzione della forza nella VHM.

Se l'induzione è nella direzione mostrata, una forza F_1 è prodotta nella zona di un dente e una forza più piccola F_2 , viene prodotta nella regione della cava che agisce nella direzione opposta. In una macchina trifase ci sarebbero altre due unità simili, ma spostati in modo che le pulsazioni di flusso siano sfasate di 120 gradi elettrici. Fisicamente questo è ottenuto separando le fasi adiacenti di un multiplo di due terzi di un passo polare del traslatore. Ogni fase è poi magneticamente isolata dalle altre e la macchina può essere costruita in moduli. L'adozione di questo approccio modulare fornisce un elevato grado di flessibilità nella progettazione e nella scelta di potenza.

In tabella 4.1 sono riportate le dimensioni di un prototipo di macchina progettato e costruito per verificare le tecniche di modellazione.

Tabella 4.1

Magnet pitch, mm	12
Magnet thickness, mm	4
Airgap, mm	1
Core length, mm	100
Magnets per pole	6
Rotor pole pitch, mm	24
Rotor slot depth, mm	10
C-core slot depth, mm	100
C-core slot width, mm	144
Core back, mm	50

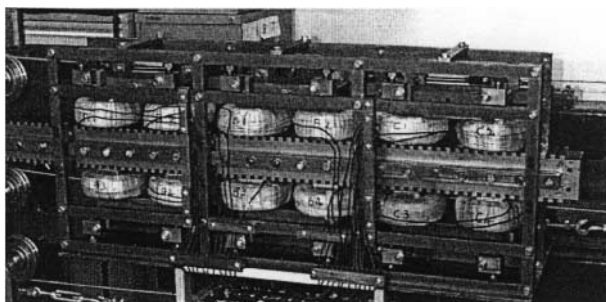


Figura 4.2: mostra una foto della macchina costruita.

Nel VHM i magneti sono montati sullo statore riducendo il peso quindi i costi, la parte in movimento è semplicemente costituita da lamierini di ferro.

4.2 Modellazione della VHM

A prima vista sembra che questa macchina possa essere modellizzata usando il metodo del circuito equivalente normalmente usato nelle macchine PM sincrone convenzionali. Tuttavia, i calcoli iniziali hanno dimostrato che questo circuito non rappresentava esattamente la macchina sotto carico.

L'equazione tensione per una fase del VHM è:

$$V = iR + \frac{d(\Psi_{arm} + \Psi_{PM})}{dt} \quad (4.1)$$

dove Ψ_{arm} è il flusso concatenato dovuto alla eccitazione di armatura e Ψ_{PM} è il flusso concatenato a causa dell'eccitazione dei PM.

La velocità di variazione del flusso concatenato dovuta ai magneti è la fem a vuoto indotta (E), ed il flusso concatenato dovuto all'eccitazione di armatura è uguale al prodotto di induttanza (L) e corrente (i).

$$V = iR + E + L \frac{di}{dt} + i \frac{dL}{dt} \quad (4.2)$$

Per trovare la corrente dalla (2) sono necessari modelli accurati della fem a vuoto e della variazione di induttanza. Alcuni dei problemi affrontati durante la progettazione di queste macchine possono essere considerati analizzando le mappe di flusso ottenute da simulazioni agli elementi finiti 2D. E' stato creato un modello agli elementi finiti la cui geometria è mostrata in fig. 4.1a con dimensioni indicate in Tabella 4.1.

I percorsi di flusso a causa dei PM di eccitazione sono mostrati in fig. 4.3 soltanto nella regione di una superficie polare. Vi è una significativa quantità di flusso disperso cioè che scorre tra magneti adiacenti riducendo la quantità di flusso concatenata con le bobine di armatura.

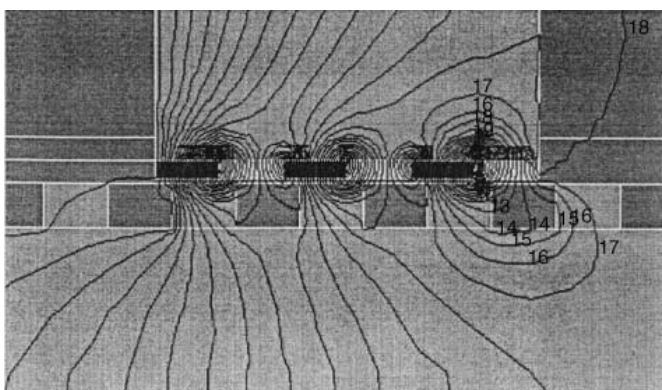


Figura 4.3: immagine 2D del flusso per uno spostamento di 3mm dalla posizione totalmente allineata.

I due magneti finali sul lato destro danno un trascurabile contributo al flusso magnetizzante. Quando il traslatore si sposta di un passo polare sono invece i due magneti di sinistra che danno un contributo trascurabile. Questo fatto vale per qualsiasi numero pari di magneti sul polo. Questo effetto non si verificherebbe se i magneti fossero sul rotore, siccome ci sarebbe sempre un magnete accanto in cui il flusso possa richiudersi. Nel calcolo della fem a vuoto indotta è quindi importante tener conto degli effetti bordo dei poli a C e i flussi dispersi tra i magneti vicini. Sotto carico, il flusso scorre a causa sia dei PM e sia dell'eccitazione di armatura. Il flusso dovuto a quest'ultima è influenzato dalla riluttanza variabile data dalla struttura dentata e dall'opposta fmm dei PM. Quest'ultima modifica la distribuzione del flusso a seconda della polarità dell'eccitazione di armatura. La figura 4.4 mostra due mappe di flusso nella regione del traferro con il traslatore nella stessa posizione, ma con la corrente che scorre in direzione opposta nelle Fig. 4.4a e 4.4b. Nella fig. 4.4a, il flusso netto vede una riluttanza maggiore che in fig. 4b dovuto alla contrapposizione tra FMM della bobina e PM. Il totale flusso che scorre nella macchina dipende dalla posizione del traslatore e dalla intensità e polarità dell'eccitazione di armatura. Per esempio nella posizione mostrata in fig. 4.4 il flusso concatenato in fig.4.4a è 3.51Wb per spira e in fig. 4.4b è 5.24Wb.

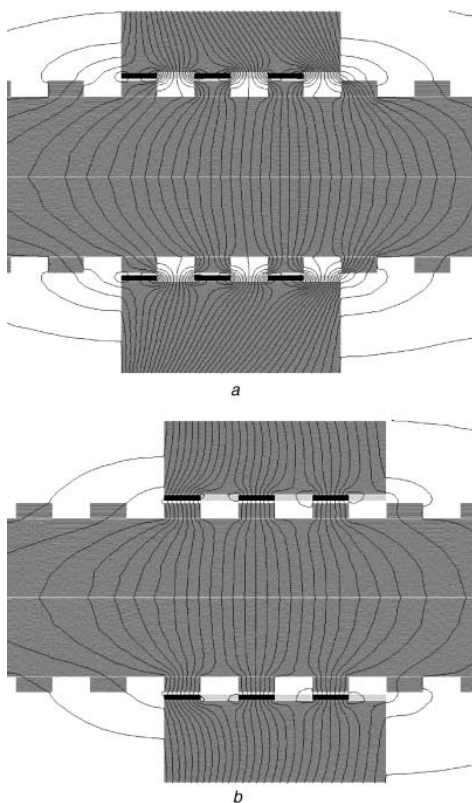


Figura 4.4: (a) Flusso con corrente nella bobina di -10A; (b) Flusso con corrente nella bobina di 10A.

Le mappe di concatenamento di flusso sono il modo migliore di modellizzare la macchina perché forniscono una descrizione completa del flusso per diverse posizioni e livelli di eccitazione.

4.3 Calcolo della forza elettromagnetica

La forza di spinta in una macchina lineare è determinata dall'entità del cambiamento di energia con la posizione, con quest'ultima calcolata dalla mappa di concatenamento del flusso. Una tipica traiettoria Ψ - I è rappresentata in fig. 4.5. Il flusso totale istantaneo concatenato è rappresentato in funzione della MMF per diverse posizioni del traslatore su un intero periodo elettrico. Entrambe queste quantità sono in funzione della posizione del traslatore e della corrente della bobina e (fissato un dato carico elettrico) fornisce una traiettoria chiusa nell'ambito di un periodo. La forza media è proporzionale alla totale energia convertito in un ciclo elettrico, che è uguale all'area ombreggiata racchiusa in fig. 4.5.

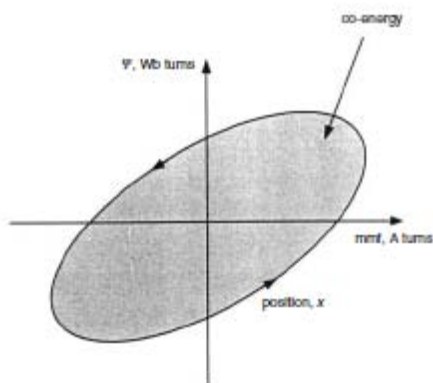


Figura 4.5:Traiettoria tipica Ψ - I per le macchine PM.

La forza istantanea è poi calcolata dalla velocità di variazione di energia, (4.3).

$$F = \frac{\partial W'(i,x)}{\partial x} \quad i=\text{costante} \quad (4.3)$$

E' stato creato un modello agli elementi finiti 2D della geometria in fig. 4.1a con dimensioni in tabella 4.1. Il flusso concatenato in funzione della corrente e della posizione è stato rappresentato graficamente per diverse eccitazioni della bobina a diverse posizioni del traslatore su un ciclo elettrico. La fig. 4.6 mostra i risultati ottenuti dal modello degli elementi finiti.

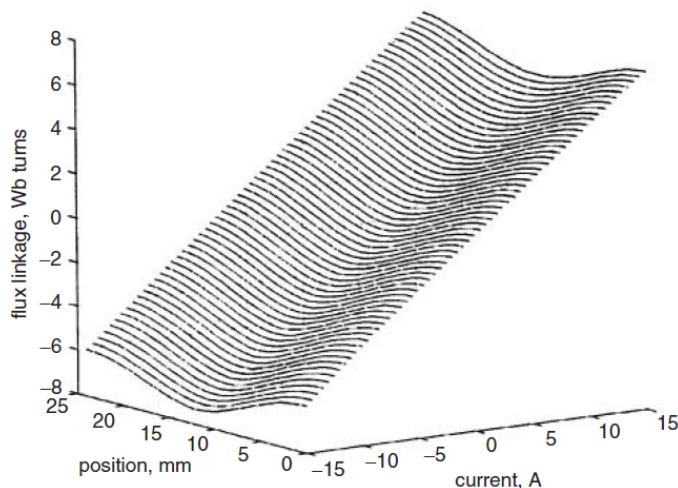


Figura 4.6: Mappa del flusso concatenato per il prototipo VHM.

Per ogni valore della corrente la distribuzione del flusso concatenato è simmetrico su un ciclo elettrico. Tuttavia la simmetria non esiste su un intervallo di corrente in una posizione fissa. Per esempio alla posizione pienamente allineata, $x = 0$ oppure $x = 24\text{mm}$, il flusso concatenato è -6Wb a spira per una eccitazione di -15 A invece che 7.5Wb per 15A . Questa asimmetria può essere spiegata con riferimento alle Fig. 4.4a e 4.4b.

4.4 calcolo della forza di cogging

La mappa Ψ - I come illustrata in fig. 6 fornisce solo la forza elettromagnetica totale. È necessario un approccio diverso per calcolare la forza di cogging quindi la tendenza dei PM ad allinearsi con i denti del traslatore. Per calcolare il valore della forza di cogging i dati devono essere convertiti in un diagramma flusso-mmf di un magnete permanente. Il flusso uscente da un magnete corrisponde alla fmm in accordo con la(4.4). Questo rappresenta anche il carico del circuito magnetico.

$$mmf = \frac{l_m}{\mu_0 \mu_r} \left(\frac{\Phi}{A_m} - B_r \right) \quad (4.4)$$

L'intersezione tra la linea di carico del circuito e la curva di induzione residua del magnete è il punto di lavoro, che varierà con la posizione come mostrato nella fig. 4.7. Durante un ciclo della forza di jogging, il punto di lavoro si sposta su e giù lungo la curva di magnetizzazione dei PM. L'area spazzata da questa linea rappresenta la variazione di energia contenuta all'interno del magnete.

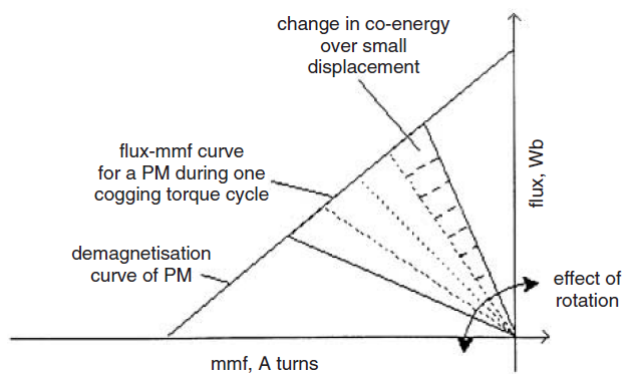


Figura 4.7: Diagramma flusso-fmm per un PM.

Questo metodo è stato applicato con successo a macchine PM con un grande passo di polo magnetico. Nel VHM tuttavia, il passo polare è dell'ordine di 10- 20 mm e i magneti sono situati uno accanto all'altro. La forza di cogging è prodotta dall'interazione di un dente del traslatore e una coppia di magneti di polarità opposta sullo statore. Ciascun magnete avrà un proprio punto di funzionamento sulla curva di magnetizzazione. Quando il dente del traslatore si sovrappone ugualmente a due polarità dei PM, si dice essere in posizione non allineata (Fig. 4.8a) e i punti operativi dei due magneti coincidono.

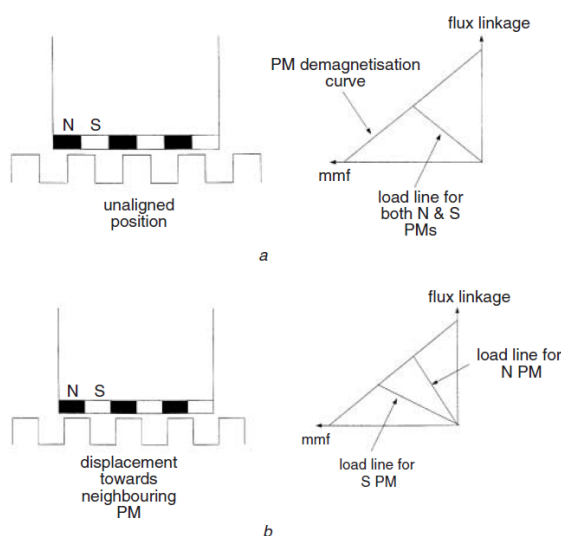


Figura 4.8: (a) Punto di lavoro coincidente in posizione non allineata. (b) Punti di lavoro diversi mentre il traslatore va verso l'allineamento.

Tuttavia, appena il dente del traslatore si muove verso il polo N dei PM, la riluttanza dei poli S aumenta mentre la riluttanza del polo N diminuisce. Il punto di funzionamento per il polo N sale lungo la curva mentre quello del polo S scende. L'area delimitata da queste linee e la curva di smagnetizzazione è pari all'energia e quindi la forza di cogging istantanea è uguale al rapporto di variazione di questa energia con la posizione.

Le figg. 8a e 8b mostrano linee di carico con posizioni diverse per una coppia di magneti. Quando il traslatore è in piena posizione allineata i punti di lavoro sono al massimo della divergenza e

l'area tra le due linee di carico e la curva di smagnetizzazione è uguale all'energia totale che bisogna fornire per spostare il traslatore.

4.5 Calcolo della corrente

L'equazione (4.1) definisce la relazione della tensione per una fase. Questa equazione è stata utilizzata per calcolare separatamente il flusso del magnete dal flusso di armatura. Come mostrato in fig. 4.4 i percorsi del flusso di armatura sono influenzati dalla relativa polarità di questo rispetto alla polarità del flusso dei PM.

La velocità di variazione del flusso concatenato influenza la fem a vuoto e l'effetto della reazione di indotto. Nel funzionamento da generatore la variazione di flusso concatenato nel tempo sarà maggiore della tensione V :

$$V = iR + \frac{d\Psi}{dt} \quad (4.5)$$

Supponendo una corrente iniziale nulla, e una resistenza trascurabile, la derivata del flusso concatenato nel tempo è uguale alla tensione. Il flusso concatenato è determinato integrando la (4.5). La corrente può essere trovata dal diagramma Ψ - I e dalla posizione di traslatore. Questo nuovo valore di corrente viene quindi utilizzato per calcolare la nuova derivata del flusso.

4.6 Risultati di forza elettromagnetica e di cogging

La forza statica con una sola fase eccitata è stata misurata per il prototipo VHM lineare di fig. 2. Allo scopo di misurare la forza statica del meccanismo di azionamento è stata montata una cella di carico. La posizione del traslatore selezionata viene tenuta in posizione dalla cella, misurando così la forza statica. La cella si deforma di meno di 0,4 millimetri al carico nominale pari a 1.000 kg. Tuttavia esiste l'attrito statico nella disposizione del cuscinetto, che è costituito da coppie di cuscinetti attaccate ai montanti (vedi fig. 4.9). Al fine di tenere in considerazione tale attrito le misure di forza statiche sono state prese in punti determinati sul ciclo elettrico in entrambe le direzioni (sia in spinta sia in trazione), ottenendo così due forme d'onda. La forza è stata misurata per varie eccitazioni delle bobine (-20A, 20 A) per intervalli di un 1 millimetro sul ciclo elettrico (due passi polari o 24 millimetri in questo caso). Un confronto tra la media della forza sperimentale e quella prevista è mostrato in fig. 4.10 per un'eccitazione di 16 A. Nel modello lo spostamento nullo corrisponde alla posizione completamente allineata, ma nel rilievo sperimentale la posizione di partenza non è stata sempre la stessa. Esiste tuttavia una correlazione eccellente tra le distribuzioni di forza dei valori sperimentali e quelli previsti, infatti lo scostamento tra i due è di circa il 6,7%.

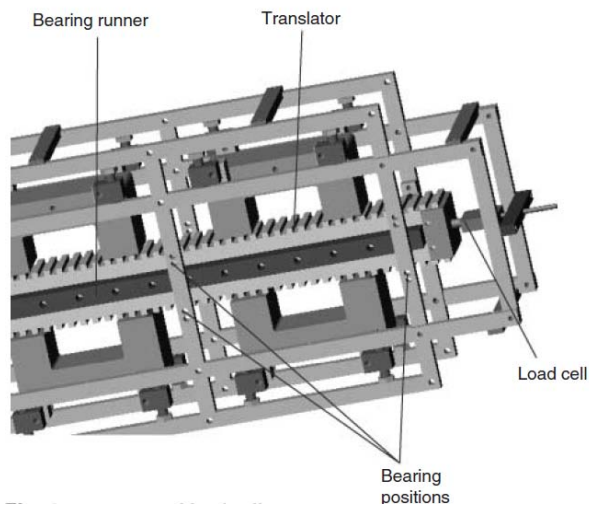


Figura 4.9: Posizione celle di carico.

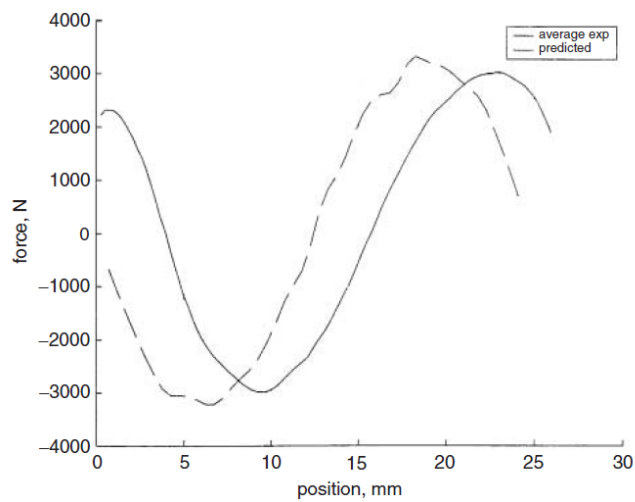


Figura 4.10: Forza per fase in funzione della posizione con $I=16A$.

Le mappe del flusso per una coppia di magneti in un ciclo elettrico è stata determinata utilizzando l'analisi agli elementi finiti 2D. Ci sono tre coppie di magneti per ogni faccia del polo e quattro facce di polo per fase. Fig. 4.11 mostra la forza di cogging, sia calcolata sia misurata, totale per fase.

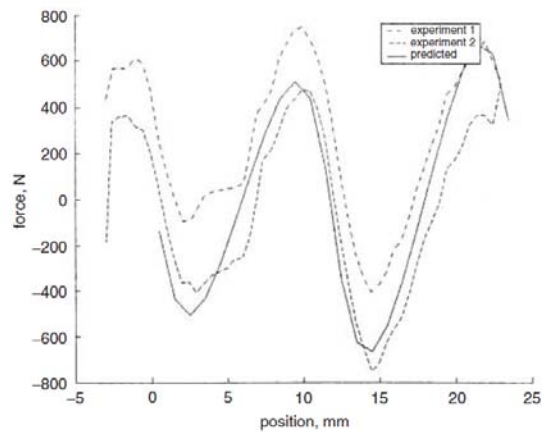


Figura 4.11: Forza di cogging calcolata e sperimentale.

I risultati sperimentali sono stati misurati su un ciclo elettrico nei due sensi il che illustra l'effetto dell'attrito statico. Per spostamenti fino a 6 mm i risultati non si sovrappongono bene. Questo problema può verificarsi se le guide non sono lisce oppure eccessivamente sporche o ingrassate. Sotto tali condizioni l'influenza dell'attrito statico sarà differente rispetto al resto dello spostamento. I risultati calcolati seguono lo stesso andamento e sono dello stesso ordine di grandezza dei valori misurati, fornendo una certa fiducia nel metodo. I risultati sia sperimentali che previsti mostrano due coppie di picchi. Ciò è del tutto come previsto e dipende dal numero di denti del traslatore sovrapposti al polo dello statore. Durante una parte del ciclo solo due denti del traslatore sono nella posizione non allineata il che produce il picco più basso forza, mentre il picco più grande è prodotto da tre denti nella posizione non allineata.

4.7 Fem indotta a vuoto

La fig. 4.12 mostra i risultati di fem a circuito aperto calcolati dalla mappa del flusso concatenato (Fig. 4.6) in confronto a quella misurata sperimentalmente. La correlazione tra i due è buona.

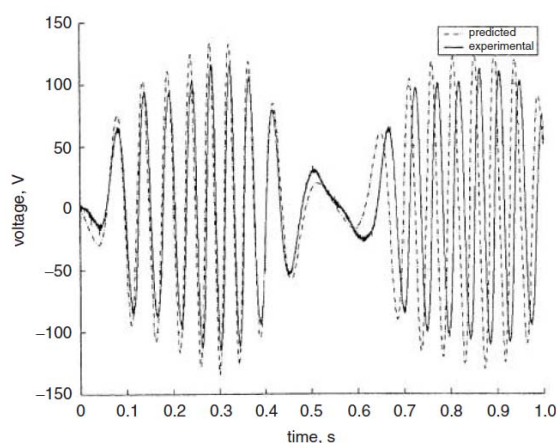


Figura 4.12: fem a circuito aperto.

La forma d'onda prevista è più regolare e leggermente più grande di quella sperimentale. La posizione di ogni modulo è regolata manualmente, ed è probabile che il traferro tra il traslatore e

le facce polari differisca. I risultati simulati sembra anche siano leggermente sfasati durante il periodo di tempo mostrato. Sovrapposto su questo segnale è un segnale di rumore ad alta frequenza proveniente dall'inverter utilizzato per pilotare il dispositivo di prova. Siccome la velocità è ottenuta derivando il segnale di spostamento, questo rumore diventa significativo e pertanto richiede un filtraggio esterno.

4.8 Prova in corto circuito

Nella prova di cortocircuito la tensione sul carico, V in (4.5), è nulla (Fig. 4.13). I risultati di questo modello sono ragionevoli e hanno un errore di grandezza simile a quelli a circuito aperto.

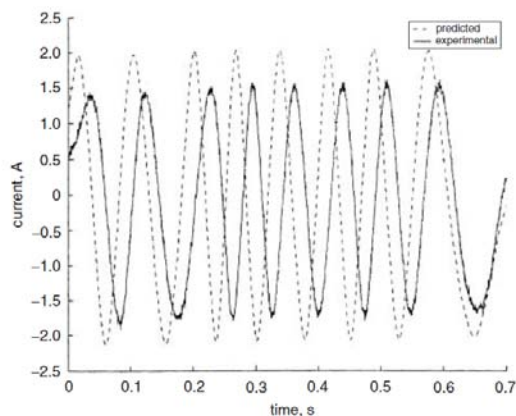


Figura 13: Corrente di corto circuito calcolata e sperimentale.

4.9 Risultati a carico

Un carico RC in parallelo è collegato a ogni fase del generatore. E' stato scelto un carico capacitivo per compensare l'elevata induttanza del generatore. La tensione attraverso il carico R-C è stata misurata e calcolato utilizzando il modello in corrente descritto in precedenza. La fig. 4.14 mostra la tensione di carico sperimentale e calcolata.

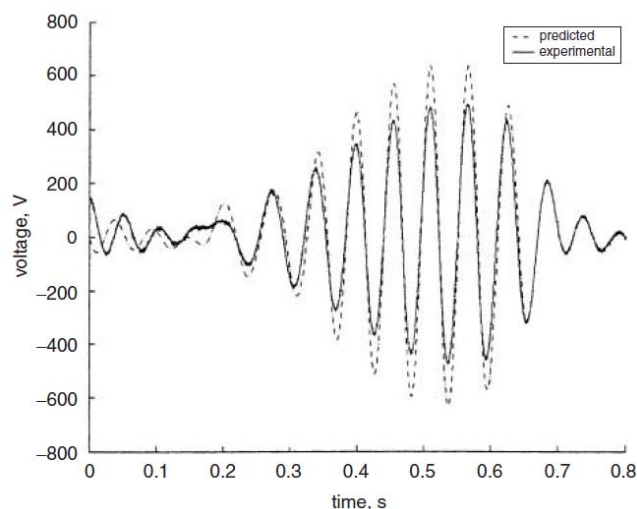


Figura 4.14: Tensione ai capi del carico R-C con $R=600$ e $C=150\text{mF}$

4.10 Discussione

Il disegno dei flussi concatenati è un potente metodo di determinazione delle prestazioni di qualsiasi macchina elettrica. Se si utilizza l'analisi agli elementi finiti si possono tenere in considerazione anche effetti del secondo ordine come ad esempio la saturazione e i campi di dispersione.

L'uso di bobine concentrate sull'intero polo di statore produce effetti bordo significativi, che non devono essere trascurati.

Durante i calcoli si è ipotizzato che il traferro fosse 1 millimetro sull'intera lunghezza della macchina. Tuttavia non si è tenuto conto dell'aumento di questo dovuto alla colla utilizzata nel fissare i magneti inoltre la regolazione del traferro si è presentata difficile in quanto alcuni nuclei erano storti rispetto al piano del traslatore. Inoltre, le guide di supporto non erano precise con un risultante aumento del traferro durante il movimento. Correggendo il traferro del modello con un valore di 1,2 millimetri possiamo vedere nelle Figg. 4.15 e 4.16 il miglioramento dei risultati della fem a circuito aperto e della tensione a carico.

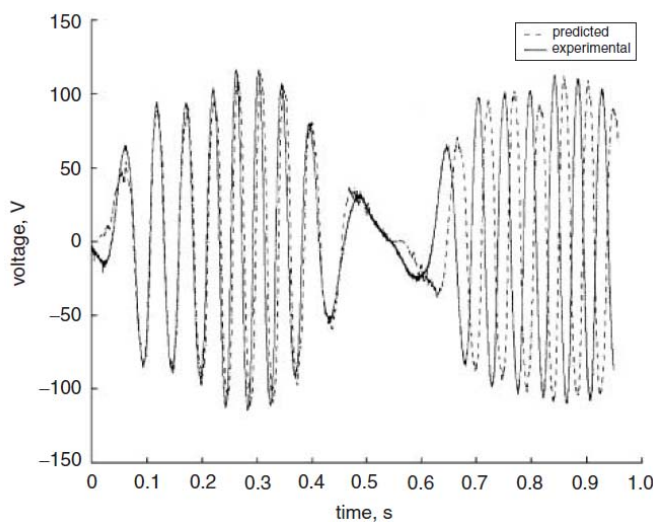


Figura 4.15: Fem a circuito aperto con un traferro di 1.2mm.

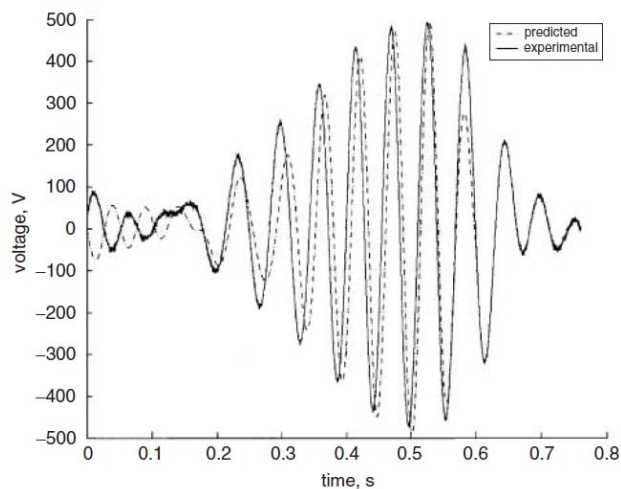


Figura 4.16: Tensione ai capi del carico R-C, con $R=600\Omega$ and $C=150\text{ mF}$, con un traferro di 1.2mm

4.11 Risultati dal banco prova [15]

Il generatore viene messo su un banco prova e un convertitore di potenza viene collegato all'uscita del generatore per controllare la fase e l'ampiezza di oscillazione. Il circuito di controllo esterno, che si interfaccia con il convertitore di potenza, è stato progettato in modo tale che permette tre distinte modalità operative: controllo di fase, controllo di ampiezza, e il controllo di fase e ampiezza combinate.

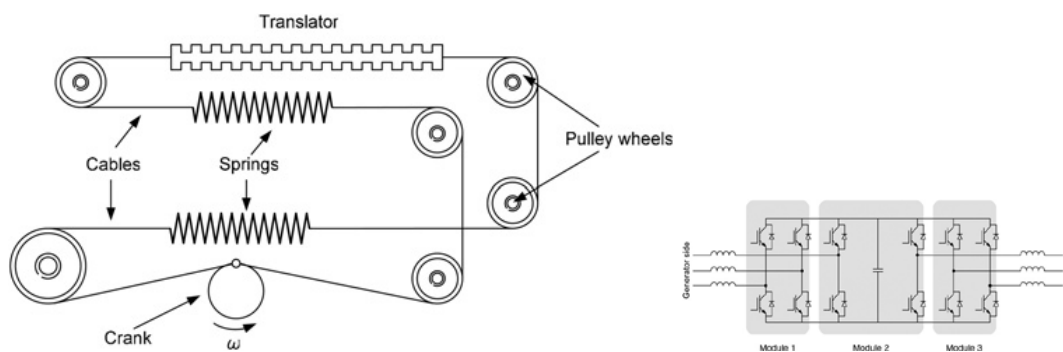


Figura 4.17: Sistema di movimento del generatore lineare.

Figura 4.18: Posizionamento dei moduli IGBT di Potenza per il convertitore AC/AC.

Sebbene tutte e tre le modalità di funzionamento siano state testate a diverse frequenze, è il controllo combinato di fase e di ampiezza che viene scelto in quanto è di più interessante in termini di estrazione di potenza massima. Le figg. 4.19 e 4.20 mostrano i grafici della potenza meccanica in ingresso, dello spostamento del traslatore, della FEM del generatore e corrente per una singola fase, potenza del generatore ($EMF \times$ corrente), tensione e corrente ai terminali per

una singola fase e la potenza (tensione x corrente ai morsetto) con due diverse frequenze di movimento. In ogni caso, lo smorzamento desiderato è stato impostato su un valore nominale di 700 N s / m .

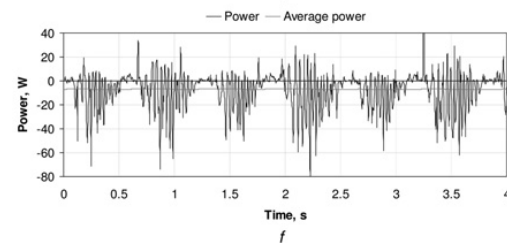
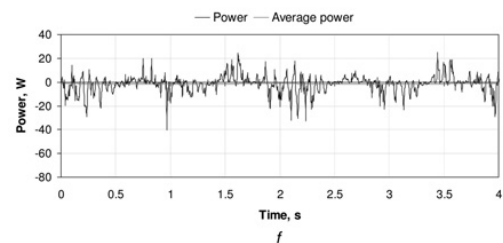
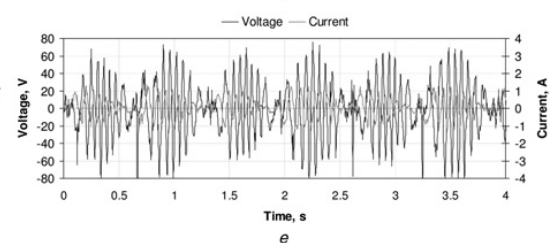
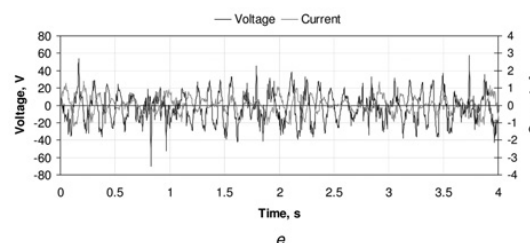
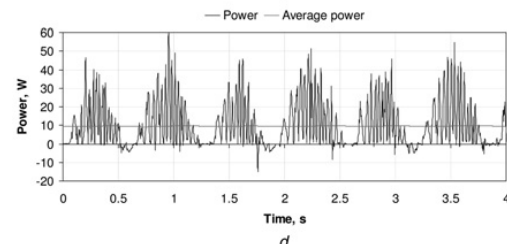
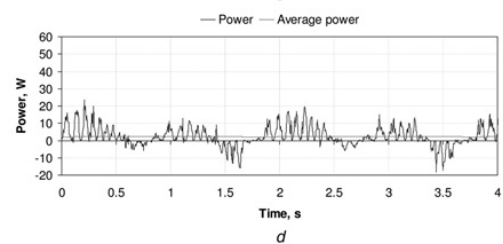
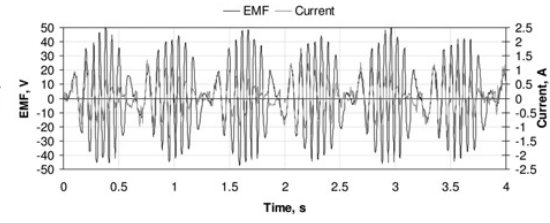
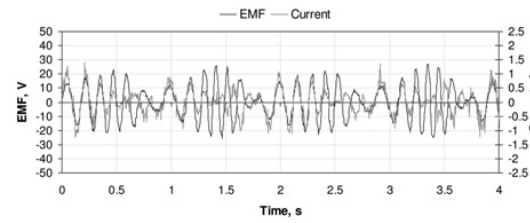
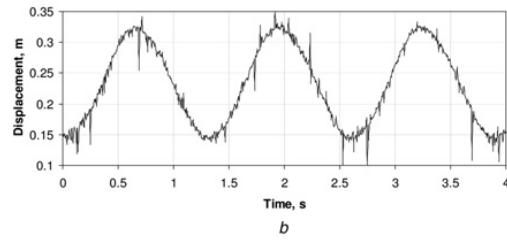
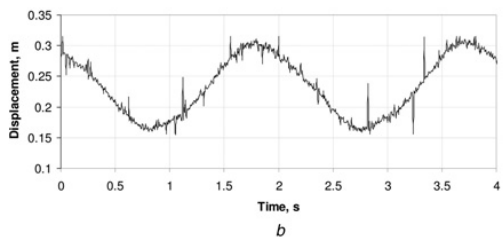
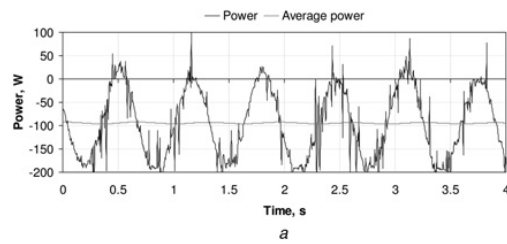
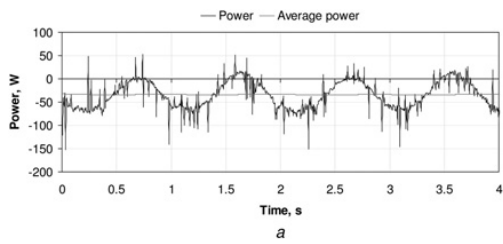


Figure 4.19: grafici con frequenza del motore primo di 3.24 rad/s.

a Potenza in ingresso

b Spostamento del traslatore

c FEM e corrente del generatore per singola fase

d Potenza generata(FEM × corrente di fase)

e Tensione e corrente ai terminali per una singola fase

f Potenza generata(tensione ai morsetti × corrente di fase)

Figure 4.20: grafici con frequenza del motore primo di 4.85 rad/s

a Potenza in ingresso

b Spostamento del traslatore

c FEM e corrente del generatore per singola fase

d Potenza generata(FEM × corrente di fase)

e Tensione e corrente ai terminali per una singola fase

f Potenza generata(tensione ai morsetti × corrente di fase)

Nelle Figg. 9 e 10, il grafico (a) rappresenta la potenza meccanica in ingresso, che è un prodotto delle misure di coppia e di velocità. La forma d'onda è sinusoidale per natura a causa della allungamento e ritiro delle molle, che danno variazione di coppia all'albero.

Utilizzando la potenza in ingresso calcolata dalla manovella, è possibile stimare la potenza in ingresso al generatore lineare sottraendo la potenza dissipata all'interno del banco prova.

Come mostrato in (d) e (f) di figg. 9 e 10, la potenza misurata ai morsetti del generatore è inferiore alla potenza stimata alla fonte, cioè il prodotto della FEM e corrente. La differenza tra i due è la perdita di potenza entro gli avvolgimenti del generatore.

Gli autori non ci danno nessun risultato in termini di efficienza ma confrontando il grafico di figg.10 a (potenza meccanica in ingresso) e quello della figg. 10 f (potenza elettrica generata) potremmo dire che questa sia abbastanza bassa.

CAPITOLO 5

Macchine tubolari

Tutte le macchine precedentemente considerate hanno una sezione trasversale piatta. Non vi è alcuna necessità fisica per questo e concettualmente la macchine lineare possono essere arrotolato attorno ad un asse parallelamente alla direzione di marcia. Il termine tubolare si riferisce alla forma della sezione trasversale della macchina e quindi copre un'ampia varietà di possibili tipologie. La macchina sincrona PM è la tipologia che più semplicemente si adatta alla costruzione tubolare equivalente. Il layout di base per macchine a magneti permanenti tubolari consiste in un solenoide e un magnete che si muove linearmente all'interno di esso.

5.1 Macchina tubolare con nucleo in ferro[16]

I criteri di progettazione per questo prototipo sono stati sviluppati dall'idea di un generatore da moto ondoso da installare al largo della costa di Newport, Oregon quindi con condizioni di potenza nominale di 1 kW e con altezza d'onda da 1,0 a 1,5 metri.

Una vista in sezione trasversale della struttura è mostrato in Fig.5.1.

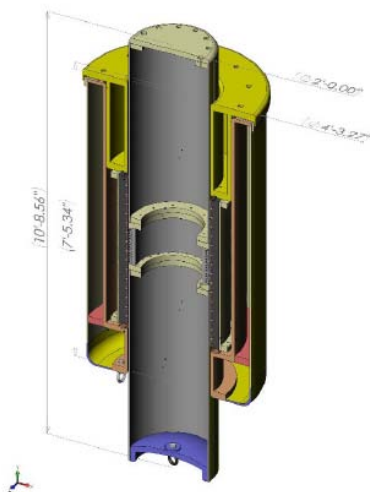


Figura 5.1: Vista sezione trasversale

Ci sono tre componenti principali: il longherone, il galleggiante e il generatore. Il longherone è il cilindro centrale di circa 3,3 metri di altezza e 0,6 m di diametro.

Il generatore è un PMTLG(permanent magnet tubular linear generator) ha due componenti principali: il campo formato dai magneti, e le bobine di armatura. I magneti sono situati sul diametro interno del galleggiante, e l'armatura si trova sul diametro esterno del longherone. E'

stata scelta una configurazione in cui le bobine di armatura sono sulla parte stazionaria del sistema, evitando così sollecitazioni meccaniche dovute al movimento sul cavo elettrico. Inoltre la sezione di armatura è stata scelta più corta della sezione di magneti per ridurre la quantità di rame serie e quindi le perdite di conduzione. Gli svantaggi ad usare questa tipologia sono un aumento dei costi dovuto alla maggiore quantità di magneti permanenti e gli effetti sulle dentature terminali siccome i magneti si muovono sia dentro che fuori dal circuito magnetico di armatura.

Il diametro del longherone di 0,6 m è stato selezionato per soddisfare la potenza di 1kW. Per ridurre l'attrito e mantenere l'allineamento un manicotto di acciaio inox applicato sul diametro interno della boa scivola attraverso strisce di speciali cuscinetti sul longherone con l'acqua di mare che funge da lubrificante. Questo elimina le guarnizioni striscianti ma i vincoli meccanici richiedono una grande traferro di 5 mm.

5.1.1 Progetto del generatore

Lo statore è composto da avvolgimenti trifase suddiviso in quattro cave per fase per un totale di dodici cave e tredici denti statorici. Ogni cava contiene 77 spire formando uno statore a quattro poli con un passo alle cave (τ_s) di 22 millimetri. 960 magneti Neodimio Ferro Boro (NdFeB) sono montati superficialmente su lamierini radiali sul diametro interno del traslatore formando otto coppie di poli, con alternativamente solo due coppie di poli nella regione attiva. Ogni magnete è lungo 52 millimetri i fermi in alluminio 20 millimetri per un passo polare totale (τ_p) di 72 millimetri. Sono stati eseguiti avvolgimenti con passo accorciato con un rapporto di passo di 91,7%. E' stato realizzato il passo frazionario per ridurre le forze di cogging come descritto nelle sezioni successive. Una vista in sezione trasversale dei componenti del generatore è mostrato in fig.5.2.

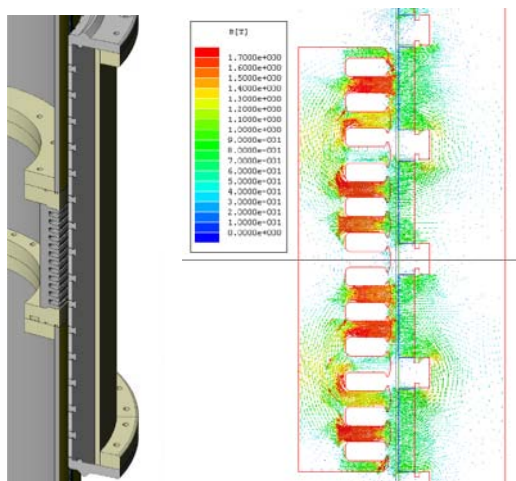


Figura 5.2: Vista sezione trasversale.

I parametri del generatore come il passo polare e le dimensioni del magnete, delle cave di statore e dei denti sono stati determinati iterativamente considerando le dimensioni del generatore, l'efficienza, la disponibilità dei componenti, la fattibilità di costruzione e altri parametri per arrivare ad una progettazione ottimale del sistema. Questo studio avviene prima con l'analisi di equazioni di base seguita dall'analisi agli elementi finiti.

5.1.1.1 Progettazione cave e denti

La progettazione preliminare delle cave e dei denti di statore è mostrata in Fig. 5.3. I magneti di NdFeB offrono una alta induzione residua che può saturare il materiale laminato dei denti e del ferro dietro lo statore.

L'induzione di lavoro dei magneti NdFeB è vicino 0,65T, ma l'induzione al traferro è concentrata nei denti in sezione trasversale, come mostrato in fig. 5.2. La disposizione radiale crea una ulteriore concentrazione del flusso dell' 8% perché i magneti sono sul diametro esterno (che è più lungo di quello interno). I lamierini di statore sono realizzati in materiale M19 con induzione massima di 1.6T (Bmax). Da questi parametri possono essere calcolate la larghezza del ferro dietro le cave dello statore (W_{bi}) e larghezza della cava (W_{tb})

$$\omega_{bi} = \frac{\phi_g}{2B_{max}k_{st}L_r} \quad (5.1)$$

$$\omega_{tb} = \frac{2\omega_{bi}}{N_{sm}} \quad (5.2)$$

Dove N_{sm} è il numero di cave per polo magnetico, K_{st} è il fattore di laminazione impilabile, e L_r è la circonferenza tubolare. Il flusso al traferro (ϕ_g) è dato dal prodotto della superficie del traferro su un polo (A_g) e l'induzione magnetica (B_g) ciascuno dei quali può essere calcolato

$$A_g = \frac{\tau_p C_{fi}(1+\alpha_m)}{2} \quad (5.3)$$

$$B_g = \frac{C_\phi}{1 + \frac{\mu_r k_{ml} k_c}{P_c} B_r} \quad (5.4)$$

Dove C_{fi} è la circonferenza interna del longherone attivo e α_m è l'estensione del PM in p.u. (data dal rapporto tra la lunghezza del magnete e del polo τ_m e passo polare magnetico τ_p).

L'induzione magnetica comprende il fattore di concentrazione del flusso $C_\phi = A_m / A_g$, la permeabilità magnetica μ_r , e il coefficiente di permeanza $P_c = l_m / (l_g C_\phi)$. L'induzione residua B_r per i magneti di NdFeB-35 ha circa un valore di 12.300 Gauss. Il flusso magnetico di dispersione nel traferro k_{ml} è dato da

$$k_{ml} = 1 + \frac{4l_m}{\pi\mu_r\alpha_m\tau_p} \ln\left(1 + \pi \frac{l_g}{(1-\alpha_m)\tau_p}\right) \quad (5.5)$$

Il coefficiente di Carter K_C , che corregge la lunghezza del traferro per tenere conto della dentatura, è dato da

$$k_c = \frac{\tau_s(5l_{gc} + \omega_s)}{\tau_s(5l_{gc} + \omega_s) - \omega_s^2} \quad (5.6)$$

Dove τ_s è il passo di cava, ω_s è la larghezza della cava, e il calcolo del traferro efficace $l_{gc} = l_g + l_m / \mu_r$ fornisce un ulteriore fattore di correzione conservativo.

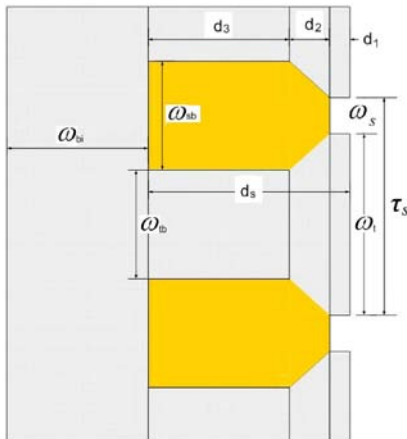


Figura 5.3: Disegno di denti e cave.



Figura 5.4: Laminazioni radiali di armatura.

5.1.1.2 Laminazioni radiali

In un progetto di macchina tubolare il flusso cambia in entrambe le direzioni assiale e radiale. Per limitare le perdite per correnti parassite, sono usati lamierini orientati radialmente sia per il lato dell'armatura sia per quello del magnete. La Fig. 5.4 mostra i lamierini di armatura durante la costruzione. I singoli lamierini sono posti sul tavolo in basso a sinistra. Durante la costruzione, due pezzi di legno servono come "delimitatori" ad un pacco di lamierini. Gli anelli di fissaggio superiore e inferiore sono in fibra di vetro. Gli avvolgimenti sono avvolti a bobina, e saranno posati nelle dodici aperture di cava visibili.

Il lato dei magneti permanenti è fatto di lamierini radiali, come mostrato in fig. 5.5. I magneti (non mostrati) sono montati nelle guide all'interno della struttura nervata mostrata nella figura. Ci sono 960 magneti. Ognuno dei quarti di sezione è poi assemblato per creare la parte magnetica come mostrato nelle Figg. 5.1 e 5.2.



Figura 5.5:Laminazioni radiali di campo.

5.1.1.3 Riduzione della forza di Cogging

Una delle maggiori preoccupazioni delle macchine a magneti permanenti sono le forze di cogging che derivano dall'attrazione dei magneti permanenti ai denti. Forze di cogging possono determinare un eccessivo rumore e vibrazioni e possono causare un involontario impuntamento.

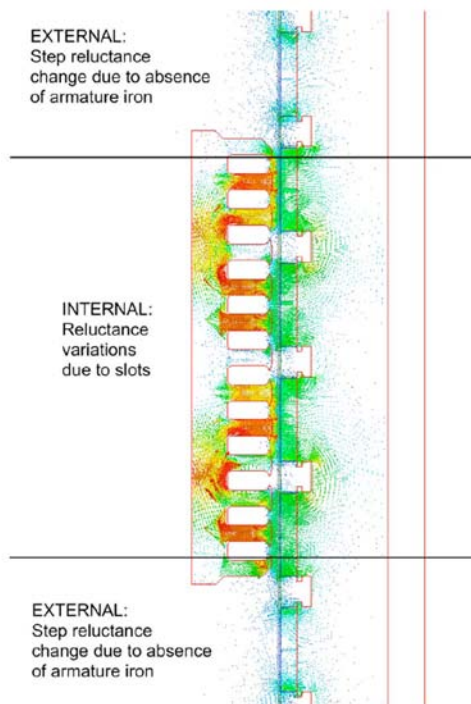
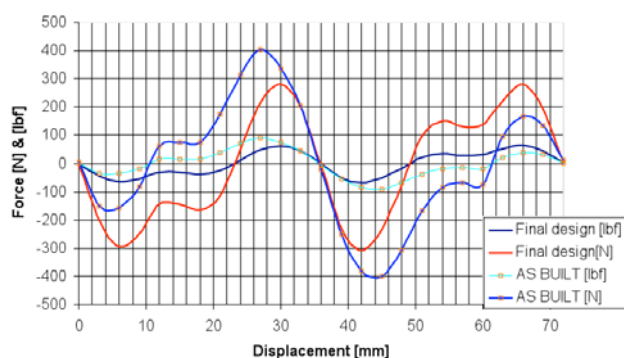


Figura 5.6: Sorgenti di cogging**Figura 5.7: Forza di cogging**

Ci sono diverse fonti delle forze di cogging nella PMTLG, come mostrato in fig. 5.6. Per le dentature interne, si crea una forza assiale tra lo statore e il traslatore come tentativo dei circuiti magnetici di rendere minima l'energia che viene immagazzinata nel traferro. La forma dei magneti permanenti si è dimostrato possa ridurre questa forza ma i magneti di NdFeB sono fragili e non può essere facilmente modellata date le tecniche di montaggio impiegate. Un analogo effetto di riduzione è fornito dall'arrotondamento delle punte delle espansioni dei denti di statore. Questo fornisce una transizione più graduale riducendo la gravità della forza cogging. Inoltre il passo frazionario degli avvolgimenti è un'altra tecnica utilizzata per ridurre il cogging. Tuttavia, il passo polare frazionario determina un disallineamento geometrico delle bobine con conseguente riduzione del flusso concatenato tra primario e secondario e una riduzione della tensione di fase.

Per la forza di cogging esterna, la lunghezza finita dello statore crea una componente aggiuntiva, poiché il cogging del circuito magnetico del traslatore si estende oltre gli avvolgimenti di statore. Questo è stato ridotto smussando le punte delle scarpe esterne di un angolo di 45 gradi. La forma finale del dente statore, l'avvolgimento a passo frazionario e la modellazione magnetica 2D sono mostrate in Figg. 5.2 e 5.6. La forza di cogging finale, e la differenza tra i vari progetti, è mostrato in fig. 5.7 sia per i valori calcolati e quelli misurati sperimentalmente.

5.1.2 Parametri della macchina

Ogni fase ha quattro bobine. Queste bobine sono collegate in serie per fare un avvolgimento di fase. Le tre fasi sono collegate a stella. I parametri della macchina sono date in Tabella 5.1. Resistenze ed induttanze sono stati misurate con un misuratore LCR.

Tabella 5.1: parametri della macchina.

PMTLG PARAMETERS			
Parameter	Value	Units	
Power	1	kW	
Linear rated velocity	0.76	m/s	
Rated thrust	1315	N	
Pk. line-neutral voltage at rated velocity (open circuit)	346	V	
Rated current	2.95	A rms	
Airgap length	5	mm	
Number of phases	3		
Bobbins per phase	4		
Number of slots	12		
Number of bobbins	12		
Turns per bobbin	77		
Coil slot pitch	68	mm	
Per-phase resistance	4.58	Ohms	
Per-phase inductance	190	mH	
Airgap flux density	0.76	T	
Yoke flux density	1.6	T	
Number of magnets	960		
Magnet pole pitch	72	mm	
Magnet type	NdFeB		
Magnet max. energy product	35	MG0e	
Conductor current density	2.25	A/mm ²	
Conductor gauge	14	AWG	

Modellizzazione, simulazione e test del prototipo

A. Modello nel dominio del tempo

Un modello di generatore completo è stato costruito in MATLAB /Simulink, come mostrato in fig. 5.8. Il modello rappresenta ciascuna delle 12 bobine del generatore. L'ingresso del modello è la posizione del traslatore; possono essere utilizzati dati attuali di elevazione della superficie d'onda. Si assume che la posizione della superficie dell'onda corrisponde direttamente alla posizione del traslatore. Questo è un approccio semplicistico che non tiene conto delle leggi idrodinamiche a cui è soggetto un sistema azionato dall'oceano. Tuttavia, ai fini di test delle prestazioni del generatore, l'ipotesi è ragionevole. Il sistema di acquisizione dati e valori di potenza(PADA) in fig. 5.8 è un carico attivo utilizzato per il controllo e l'acquisizione dati.

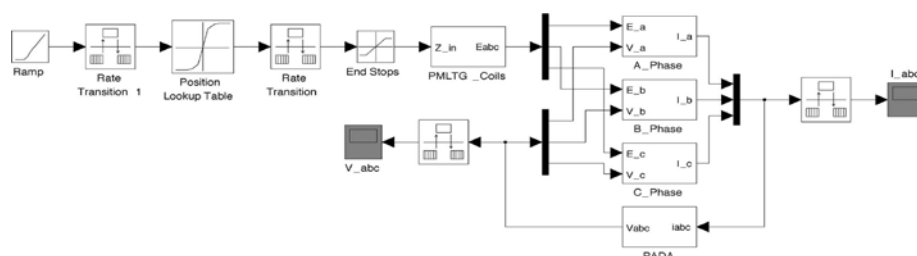


Figura 5.8: Modello simulink.

B. Configurazione hardware

Il primo generatore è stato testato sul LTB(banco prova) nel laboratorio OSU's Wallace Energy Systems and Renewables Facility. La Fig. 5.9 mostra il sistema montato nel LTB. Il longherone contenente l'armatura è avvitato sul pallet in fondo del LTB.

Il carrello LTB è imbullonato al gruppo del magnete. L'LTB sposta il carrello a cui è fissato il traslatore su e giù per simulare l'azione delle onde dell'oceano. L'LTB è controllato con un Delta Tau Turbo controllore programmabile multiasse. Una addizionale acquisizione dati può essere fatto con un dSPACE DS1103. Il generatore è messo a carico con un sistema PADA.

C. Risultati

In Fig. 5.10-5.12 vengono confrontati i risultati del prototipo e della simulazione per il generatore PMTLG con 16 diversi tipi reali di onda. I dati reali d'onda sono stati registrati utilizzando un Nortek AWAC e Datawell Waverider al largo della costa di Newport, OR. Il sottoinsieme di dati comprende quattro ben definite onde, ciascuna delle quali ha la durata, forma e grandezza variabile.

I risultati mostrano un ottimo accordo tra la simulazione e il prototipo.

La fig. 5.10 mostra la tensione del generatore trifase e la corrente di uscita per un carico collegato a Y di 5 Ω trifase. La caratteristica di ampiezza e frequenza di un generatore collegato direttamente all'energia delle onde dell'oceano è molto visibile; durante ogni onda, vi è un cambiamento di direzione (inversione della sequenza), e la frequenza e l'ampiezza sono modulati solamente dalla velocità.

La fig. 5.11 mostra lo stesso risultato ma solo per la fase A (per chiarezza) e con i risultati della simulazione inclusi. Vi è un molto buon accordo tra la simulazione e il test.

La fig. 5.12 mostra la potenza di uscita del generatore nel test e nella simulazione. I picchi di potenza della terza onda sono di circa 3,5 kW. Vi è un'elevata frequenza presente nella potenza dovuta alla forza di cogging. Tuttavia per applicazioni in larga scala è possibile installare molti di questi dispositivi ed è plausibile che la diversificazione territoriale consenta una potenza quasi costante.

L'efficienza non è stata determinata direttamente, ciò è dovuto alla difficoltà nel misurare la corretta potenza in ingresso. L'LTB fa misurare la velocità e la forza applicata dalle quali può essere calcolata la potenza meccanica in ingresso, ma non viene considerata la perdita di attrito sulla superficie del cuscinetto di scorrimento tra la sezione magnete e il longherone. Questa perdita di attrito è relativamente grande in laboratorio siccome le superfici sono state progettate per essere completamente bagnate da acqua salata.

Vi è un sistema di distribuzione acqua dolce installata in cima alla sezione del magnete per mantenere la superficie di scorrimento bagnato, ma non raggiunge lo stesso livello di idratazione come l'immersione completa.

Come tale, non è possibile determinare con precisione il vero ingresso meccanico al generatore. Tuttavia, la simulazione ha fornito risultati di efficienza mostrati in fig. 5.13.

La superficie del profilo altimetrico d'onda utilizzato per la simulazione è

$$Z_{in}(t) = 0.3 * \sin \frac{2\pi}{T} t \quad (5.7)$$

dove il periodo dell'onda $T = 2.48$ s. Questo profilo avrà un picco di velocità di 0,76 m / s, la velocità nominale come indicato nella tabella 5.1.

Siccome le potenze di ingresso e uscita sono variabili nel tempo, la potenza di fig. 5.13 è la potenza media, in un periodo d'onda. Per un ingresso sinusoidale e un carico resistivo, la potenza di picco sarà raggiunto approssimativamente durante i periodi di velocità massima durante l'ascesa e la caduta tra il fondo e la cresta dell'onda. Questo valore sarà circa il doppio della potenza media nel periodo. Questo è anche mostrato in fig. 5.12 dove la potenza media è

significativamente inferiore alla potenza di picco che a 90 s è di circa 3,5 kW. Pertanto, in applicazioni per l'energia delle onde, è necessario un certo grado di sovraccarico del generatore. Questo influenzerà il peso e il costo del sistema. Un'analisi più dettagliata del sovraccarico sarebbe necessaria in quanto influenza le proprietà termiche della macchina, e la potenza accettata dall'elettronica di potenza in condizioni di momentanea sovratensione e sovracorrente.

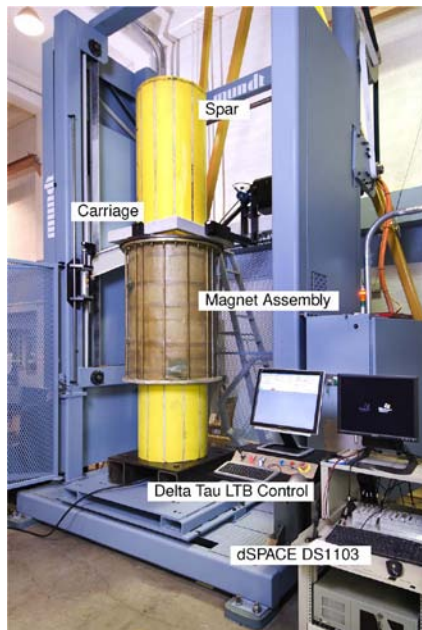


Figura 5.9: Prototipo in laboratorio.

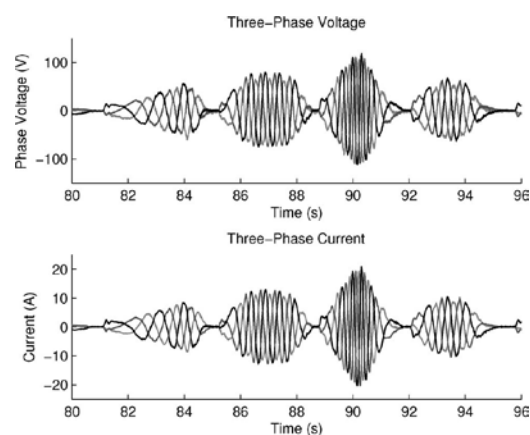


Figura 5.10: Tensione e corrente trifase all'uscita del generatore per spostamenti di onde reali.

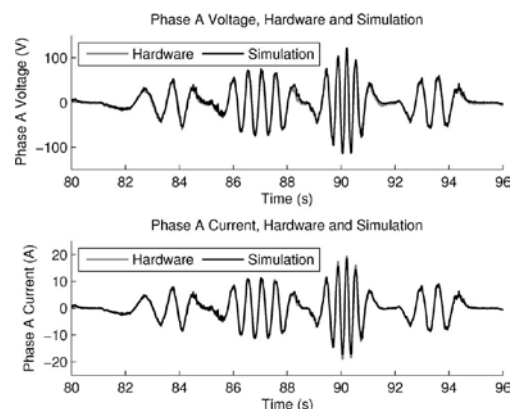


Figura 5.11: Confronto dati misurati e simulate di tensione e corrente della fase A.

L'altezza d'onda significativa H_s e il periodo di passaggio T_z per ogni serie temporale sono riportati nelle prime tre colonne di tabella 5.2, in ordine crescente di contenuto energetico. Tramite l'altezza d'onda e il periodo di passaggio viene calcolato lo spettro di potenza.

La fig. 5.14 mostra la potenza media del generatore delle nove condizioni del mare in funzione della resistenza di carico. La media è calcolata su tutto il periodo di 15 min di dati osservati dall'oceano in diverse condizioni del mare.

La fig. 5.15 mostra l'uscita di potenza del generatore per la massima resistenza di carico come funzione dell'altezza significativa dell'onda per ciascuna delle nove condizioni del mare. In altre parole, il massimo di ciascuna delle nove tracce nella fig. 5.14 contro la rispettiva altezza d'onda significativa per quella condizione di mare. La tendenza è piuttosto lineare, con una diminuzione delicata nell'incremento di potenza con l'aumentare dell'altezza d'onda.

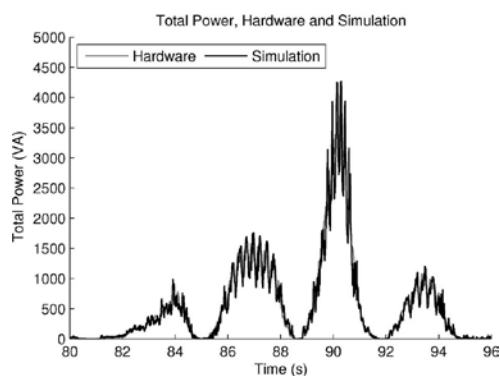


Figura 5.12: Andamento misurato e simulato della potenza in uscita per onde reali.

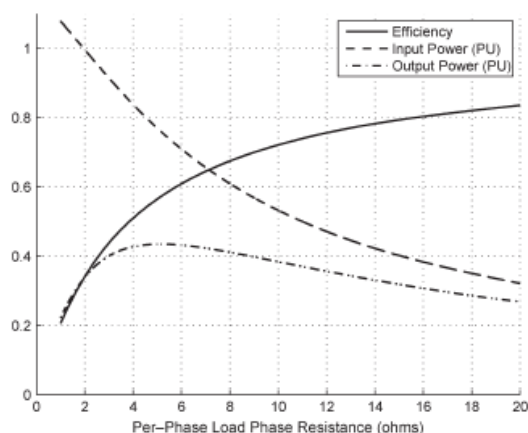


Figura 5.13: Simulazione dell'efficienza del generatore, Potenza in ingresso e Potenza in uscita (Pbase = 10kW).

Tabella 5.2: potenza prodotta in funzione delle condizioni del mare

SEA CONDITION OPTIMAL LOAD AND AVERAGE POWER

Sea Condition	H_s	T_z	Opt. Load	Avg. Power at Opt. Load
1	0.44 m	6.4 s	3.9 Ω	0.177 kW
2	0.64 m	6.2 s	4.1 Ω	0.368 kW
3	1.02 m	7.6 s	4.3 Ω	0.669 kW
4	1.25 m	7.6 s	4.4 Ω	0.920 kW
5	1.52 m	7.6 s	4.7 Ω	1.237 kW
6	2.03 m	7.6 s	5.2 Ω	1.758 kW
7	2.54 m	7.6 s	5.8 Ω	2.207 kW
8	3.04 m	7.6 s	6.4 Ω	2.587 kW
9	3.55 m	7.6 s	7.0 Ω	2.907 kW

Mentre le onde più grandi generalmente danno velocità superiori al generatore, che significa un aumento della potenza di uscita, questo è compensato in parte da due fattori. Innanzitutto, per grandi onde, l'armatura può parzialmente o completamente lasciare il campo. Questo inizia a verificarsi quando la posizione superiore a ± 0.446 m, e l'armatura è completamente fuori del campo quando la posizione supera ± 0.686 m.

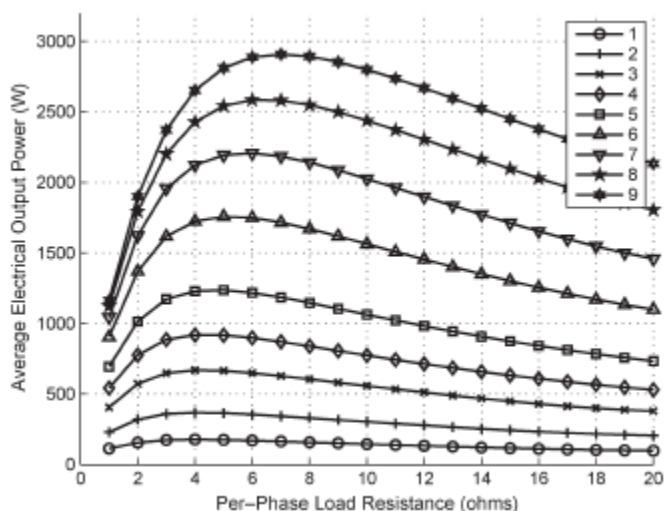


Figura 5.14: Simulazione della potenza media in funzione del carico per nove condizioni del mare illustrate in tabella 5.2.

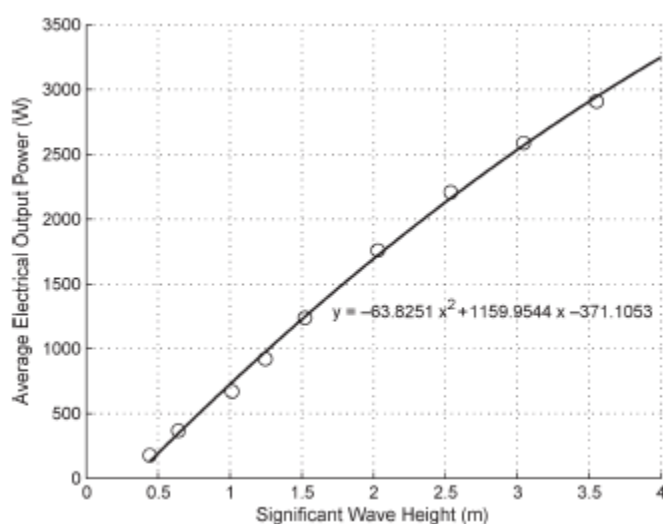


Figura 5.15: Simulazione della potenza media in funzione delle condizioni del mare.

In secondo luogo, con alte velocità, la frequenza della tensione e della corrente è maggiore, la grandezza della parte induttiva dell'impedenza generatore è più grande. Questo riduce la capacità di potenza massima ed aumenta l'abbinamento ottimale della resistenza di carico per fase. La tabella 5.2 riassume le figg. 5.14 e 5.15, mostrando la resistenza di carico per fase ottimale per ogni condizione del mare e la corrispondente potenza media elettrica. La tabella mostra chiaramente che il carico ottimale del generatore aumenta con l'aumentare dell'altezza d'onda ciò è dovuto al corrispondente aumento della parte induttiva dell'impedenza efficace del generatore.

È importante sottolineare che i numeri presentati della produzione di potenza del generatore non tengono conto della idrodinamica. L'analisi presentata in questo documento presume che la posizione del generatore corrisponde all'elevazione della superficie istantanea dell'oceano. In pratica, questo potrebbe essere realizzato con un grande galleggiante molto reattivo. Questo è un progetto semplice e robusto, ma decisamente non ottimale in termini di acquisizione di energia. Per ottenere un progetto idrodinamico ottimizzato (in termini di acquisizione di energia) occorre raggiungere (o almeno avvicinarsi) alla condizione di risonanza (per una determinata condizione di mare) il che creerà velocità del generatore molto più grandi rispetto alla velocità lineare verticale della superficie dell'acqua. Tale progetto idrodinamico ottimizzato produrrebbe più potenza per una data condizione di mare di quelle illustrate nella tabella 5.2.

5.1.3 Conclusioni

Sono stati presentati i particolari di costruzione, i risultati della simulazione e del prototipo per dimostrare che lo sviluppo di generatori lineari è vitale per applicazioni di conversione di energia dalle onde per la bassa potenza.

Le limitazioni e le sfide nell'utilizzo di generatori lineari per l'oceano stanno nel dover sigillare il generatore dall'ambiente salato e corrosivo. Questo problema è stato affrontato in questo prototipo con la separazione dei componenti di armatura e di campo del generatore in due strutture sigillate separatamente, con il traferro invaso da acqua di mare. Lo svantaggio di questo approccio è il relativamente grande traferro efficace, che richiede più materiale magnetico e più spire di armatura. In particolare, l'aumento delle spire di armatura riduce l'efficienza a causa dell'aumento della lunghezza del conduttore. I vantaggi di tale sistema stanno nella semplicità e nella mancanza di parti sigillanti in movimento. Come presentato il generatore è una prima versione prototipo, ci sono diverse aree di ricerca per futuri miglioramenti, tra cui un'ulteriore ottimizzazione dell'efficienza del generatore, un'indagine del necessario sovradimensionamento, un'ottimizzazione idrodinamica per l'acquisizione dell'energia e ulteriori indagini sui materiali di supporto (ad esempio, fibra di vetro, resine epossidiche e acciai inossidabili) e le loro prestazioni in mare su lunghe scale temporali.

5.2 Tubolare air-core [13]

Risparmi strutturali di rilievo possono essere fatti se le forze magnetiche normali al moto possono essere ridotte o eliminate, il che può essere ottenuto con la costruzione di uno statore che non contiene ferro.

Il trasformatore consiste in PM magnetizzati assialmente separati da distanziatori in acciaio, entrambi montati su un albero non magnetico. Con questa configurazione, assumendo che il ferro non satura, le forze risultanti residue risultano essere attrattive; senza i distanziatori sarebbero presenti forti forze repulsive. Magneti magnetizzati radialmente possono risultare più vantaggiosi per i grandi diametri, ma su piccola scala possono rappresentare una struttura più

difficile da produrre.

5.2.1 Densità di flusso superficiale

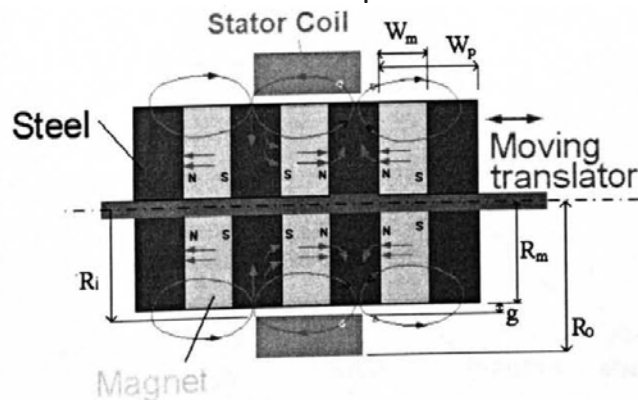


Figura 5.16: Macchina tubolare senza ferro

Utilizzando le notazioni date nella figura 5.16 e supponendo che il traferro g è un parametro di progetto pari al suo minimo valore ottenibile, ci sono tre rapporti dimensionali che possono essere considerati: W_m / W_p , R_m/R_o e W_m/R_o . Il primo di questi, che per una data larghezza magnete specifica la larghezza di acciaio distanziatore, risulta indipendente e non influenza la scelta per gli altri due. La scelta di W_p non è influenzata dalla mancanza di ferro nello statore. Nell'ambito di questa ricerca si è concluso che il valore W_m/W_p dovrebbe essere fissato per la condizione di minima ondulazione di coppia ed è stato raccomandato un valore di 0.6 e 0.7. Per gli stessi carichi elettrici e magnetici, il rapporto di spinta di una macchina trifase rispetto a quello di una macchina monofase è 1.061. Un aumento del 6% delle prestazioni può quindi spingere a puntare ad una macchina trifase rispetto alla sua equivalente monofase, con una notevole diminuzione del ripple di coppia.

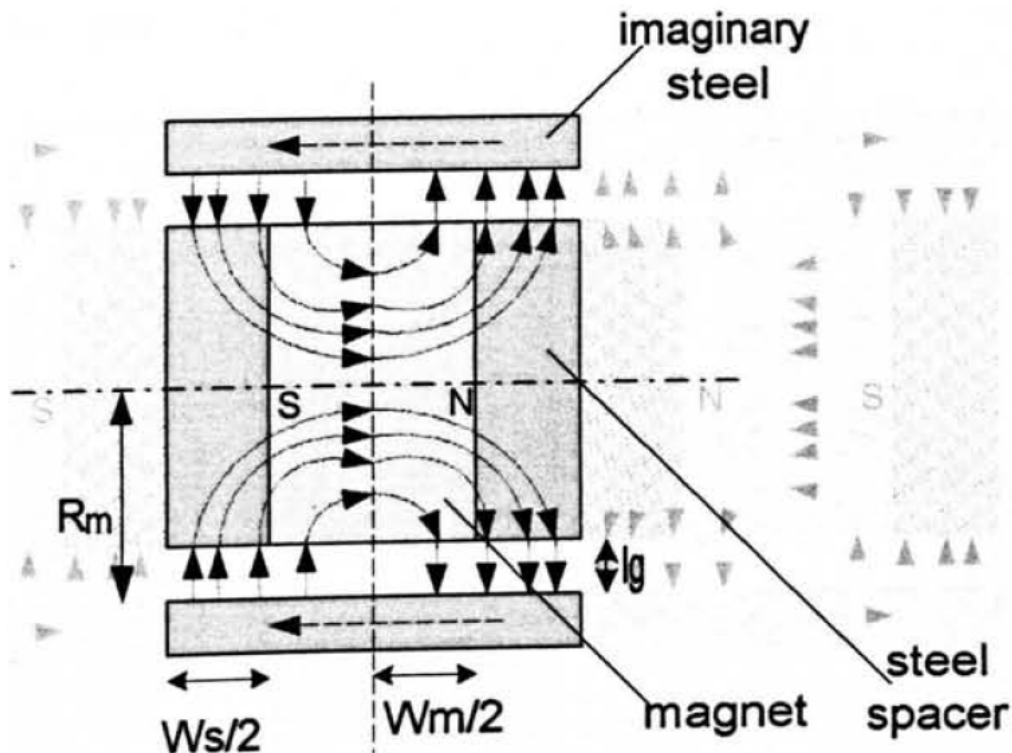


Figura 5.17

La Figura 5.17 mostra il flusso attraverso un magnete e i due distanziali in acciaio. La presenza di acciaio immaginario esterno consente di calcolare la densità di flusso sulla superficie traslatore. La lunghezza del traferro, l_g , che dà la stessa riluttanza come se il nucleo fosse senza ferro è data dalla (5.8)

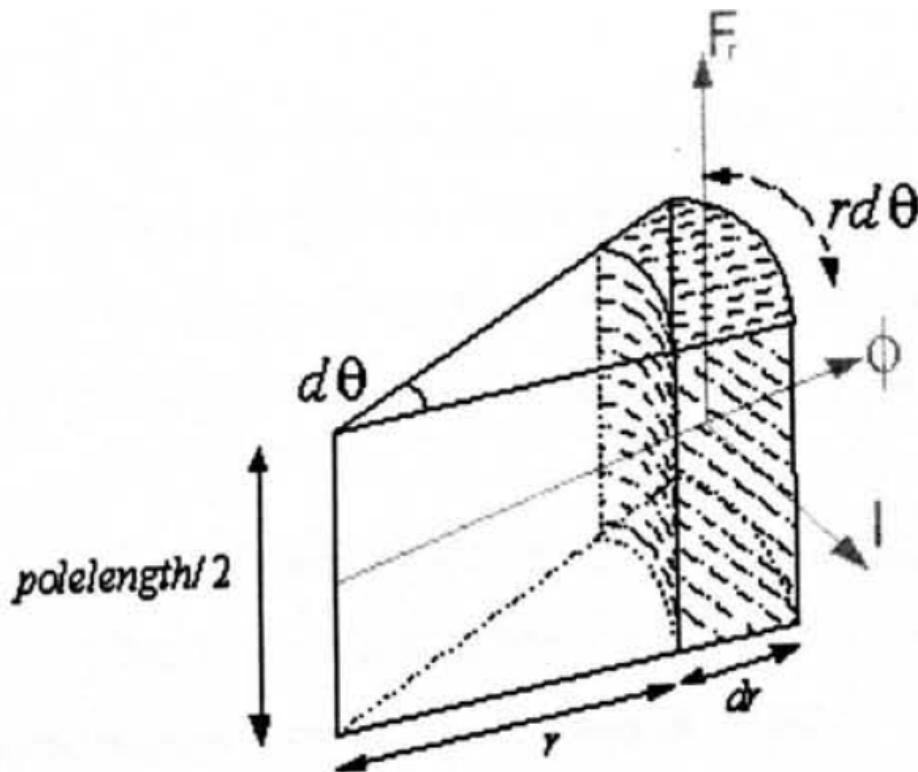
$$l_g = \frac{w_m + w_s}{\pi} \quad (5.8)$$

Nel traferro attuale la densità di flusso si riduce rapidamente con la distanza dalla superficie. Come prima valutazione, si può presumere che il decadimento di campo sia esponenziale con distanza x , come in (5.9).

$$B_g = B_g' e^{-\frac{x}{l_s}} \quad (5.9)$$

5.2.2 Forza reattiva

La forza è sviluppata come risultato della corrente che scorre attraverso le bobine che sono situate nel campo magnetico dello statore. La direzione di questa forza è ortogonale alla corrente e al campo e ha un valore dato dal loro prodotto moltiplicato per la lunghezza del conduttore.

**Figura 5.18**

La figura 5.18 mostra un segmento della bobina di rame e le 3 grandezze ortogonali. Se il segmento porta una densità di corrente di picco di J Amps/m² nella direzione della corrente allora la forza per m³ di questo segmento è dato da (5.10) e (5.11).

$$F = BIL \quad (5.10)$$

$$\frac{F}{vol} = JB_g e^{\frac{-r+R_m}{l_s}} \quad (5.11)$$

La forza che agisce su una singola bobina in cui circola una corrente uniforme sull'intera superficie, è semplicemente l'integrale di volume all'interno del campo. Equazione (5.12) dà la forza per polo assumendo che la densità di flusso sopra il magnete è uguale a zero.

$$\begin{aligned} F_{pole} &= \int_0^{2\pi} \int_{R_i}^{R_o} \int_0^w JB'_g e^{\frac{-r+R}{l_s}} r dz \cdot dr \cdot d\theta \\ &= 2\pi w_s JB'_g l_g e^{\frac{-g}{l_s}} [R_m + g + l_g - e^{\frac{-ch}{l_s}} (R_m + g + ch + l_g)] \end{aligned} \quad (5.12)$$

Dove:

-
- g = traferro
 ch = altezza della bobina
 R_i = raggio interno della bobina = $R_m + g$
 R_o = raggio esterno della bobina = $R_m + g + ch$
 R_m = raggio dei magneti

Il sforzo medio di taglio sviluppato dal polo è uguale alla forza sviluppata divisa per l'area di tale polo, (5.13).

$$\sigma' = \frac{JB'g l_g}{R_m} \frac{w_s}{(w_m + w_s)} e^{-\frac{g}{l_s}} [R_m + g + l_g - e^{-\frac{ch}{l_s}} (R_m + g + ch + l_g)] \quad (5.13)$$

Per confrontare questo valore con la altre topologie, è necessario effettuare due ulteriori ipotesi. In primo luogo, in quanto non vi è ferro nello statore, deve essere specificato un valore esterno alla bobina. Questo valore è specificato come due volte L_g , che implica l'utilizzo di quasi il 90% del flusso disponibile, secondo la (5.9).

In secondo luogo, il valore di L_g dipende dalla larghezza polo del traslatore, nominalmente la larghezza dello spaziatore è assunto uguale alla larghezza del magnete. Queste due condizioni si combinato a dare una equazione generale per lo sforzo di taglio come

$$\sigma = \frac{JB_g w_m e^{-\frac{g\pi}{2w_m}}}{\pi R_m} (0.865(R_m + g) + 1.188 \frac{w_m}{\pi}) \quad (5.14)$$

5.2.3 Progettazione di un prototipo da 3 kW [13]

5.2.3.1 Densità di flusso intorno al traslatore

È possibile formulare e analizzare il circuito equivalente magnetico del flusso che fuoriesce da un singolo segmento radiale di polo. Tutto il flusso si presume essere emanato dal punto medio del magnete e vada attraverso l'intera larghezza del magnete nel distanziatore in acciaio, ignorando così dispersioni nel confine aria magnete. La densità di flusso al traferro, in corrispondenza del distanziatore di acciaio, si presume essere costante, mentre quella sopra il magnete è assunta pari a zero. Per l'acciaio si assume una permeabilità infinita.

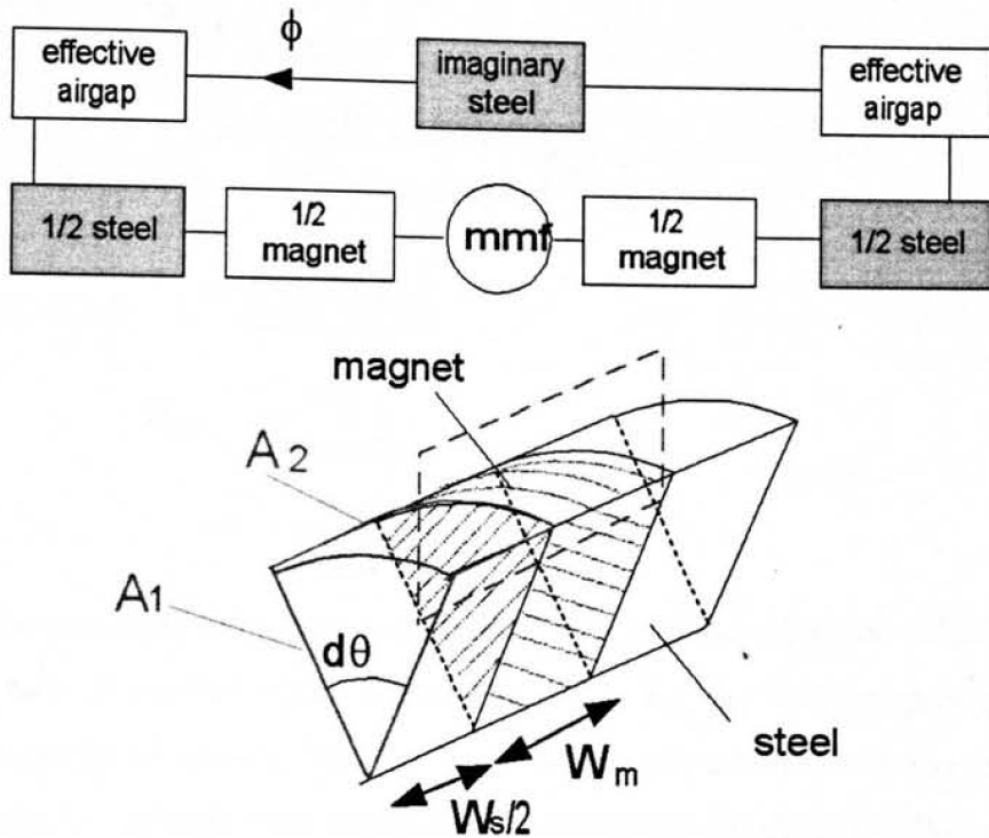


Figura 5.19: Circuito equivalente di un segment radiale

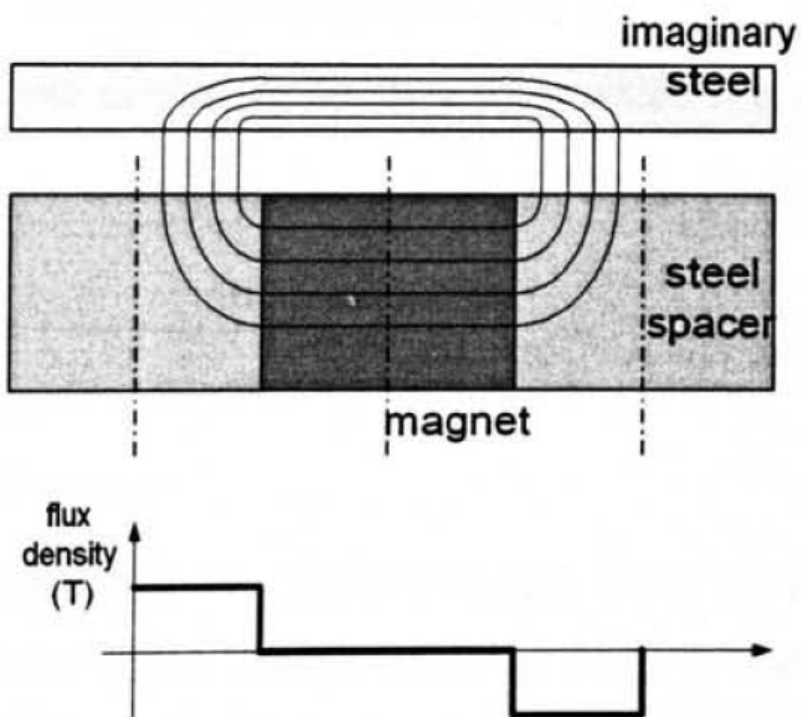


Figura 5.20: Induzione nelle macchine air-core

La riluttanza dei due traferri efficaci e per metà del magnete è dato rispettivamente in (5.15) e (5.16).

$$S_g = \frac{l_g}{\mu_0 d A_2} = \frac{w_m + w_s}{\pi} \times \frac{1}{\mu_0 R_m d \theta \left(\frac{w_s}{2}\right)} = \frac{2(w_m + w_s)}{\mu_0 \pi R_m w_s d \theta} \quad (5.15)$$

$$S_m/2 = \frac{w_m}{2\mu_0 \mu_r d A_1} = \frac{w_m}{\mu_0 \mu_r R_m^2 d \theta} \quad (5.16)$$

La riluttanza totale del percorso di flusso di ciascun magnete può quindi essere calcolata sommando ciascuno di questi due componenti ($S_m + 2 S_g$) e integrando per θ tra 0 e 2π . Il flusso che esce da un polo è dato dalla (5.17) dove B_r è l'induzione residua del magnete.

$$\Phi = \frac{\pi^2 B_r w_m w_s R_m^2}{2\mu_r R_m (w_m + w_s) + \pi w_m w_s} \quad (5.17)$$

Il flusso trovato sopra diviso per la superficie da cui fuoriesce rappresenta la valore di densità di flusso alla superficie del traslatore B'_g , dato in (5.18).

$$B'_g = \frac{\pi B_r w_m R_m}{2\mu_r R_m (w_m + w_s) + \pi w_m w_s} \quad (5.18)$$

5.2.3.2 Scelta del magnete

Si è preferito focalizzare l'attenzione sul diametro di ciascun pezzo di magnete, le altre dimensioni sono derivanti per similitudine di macchine della medesima taglia; i magneti utilizzati per questa macchina hanno un diametro di 100 mm e spessore di 25 mm.

5.2.3.3 Scelta delle dimensioni del distanziatore di acciaio

Un aumento della larghezza di spessore di acciaio porta alla diminuzione della densità di flusso nel rapporto inverso dell'equazione (5.18), illustrata in Fig. 5.21. Nel tentativo di avere un maggior numero di poli, la larghezza del polo dovrebbe essere mantenuta al minimo, il limite inferiore si trova in corrispondenza della massima densità di flusso consentita prima che l'acciaio saturo.

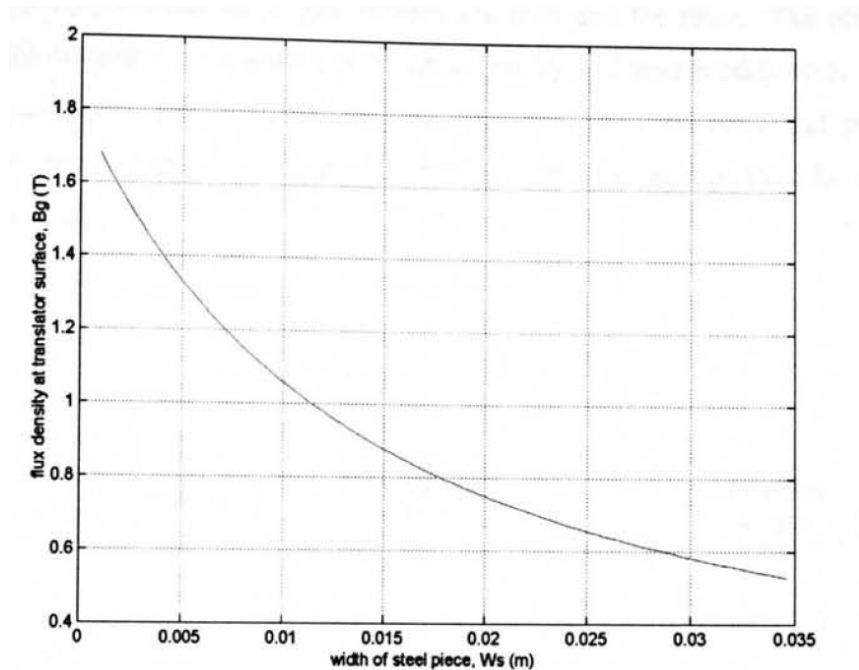


Figura 5.21: Variazione dell'induzione rispetto alla larghezza dello spaziatore

La figura 5.21 mostra che un pezzo di acciaio di 25 mm di larghezza corrisponde ad un'induzione superficiale di 0,65 T, circa la metà di quella in cui l'acciaio inizia a saturare. Si può quindi presumere che non ci sarà saturazione finché la fmm è quella generata dai magneti. Inoltre, la selezione di una larghezza di acciaio uguale a quella del magnete è stata raccomandata in uno studio di ottimizzazione precedente.

5.2.3.4 Sostegno delle bobine

Al fine di costruire una macchina, dove ogni singola bobina sia in grado di reagire alla forza a cui è soggetta, è necessario prevedere cave nello statore. A differenza di uno statore con nucleo in ferro, dove le cave oltre alla funzione strutturale possono essere utilizzati per incanalare il flusso, in questa macchina la presenza di supporti causa una separazione tra le bobine che farà diminuire le prestazioni. Se vi è un supporto non magnetico tra ogni bobina, allora l'area coperta da ogni bobina, e quindi il taglio di flusso magnetico, sarà ridotto. In questa semplice analisi le prestazioni della macchina diminuiranno linearmente con la larghezza del distanziatore per bobina. Per minimizzare questo effetto, il supporto è previsto ogni tre bobine che in un avvolgimento trifase corrisponde a un distanziale per polo di traslatore. Per una larghezza del polo di 50 mm un distanziale da 6 mm può ridurre le prestazioni della macchina del 12%.

5.2.3.5 Supporto del traslatore

Al fine di rendere il traslatore cilindrico un unico corpo, esso deve essere o racchiuso in un tubo di supporto non magnetico o montato su un albero assiale. Il tubo viene escluso in quanto darebbe un ulteriore incremento del traferro. L'effetto di montaggio del traslatore su un albero

può essere simulato da una semplice modifica al circuito magnetico equivalente. Se l'albero è cilindrico, non magnetico e passante attraverso il centro dei magneti, fornirà un percorso per il flusso di dispersione, con una riluttanza data dalla (5.19) e (5.20).

$$S = \frac{l}{\mu_0 A} \quad (5.19)$$

$$S_L = \frac{w_m}{\mu_0 \mu_r \pi r_h^2} \quad (5.20)$$

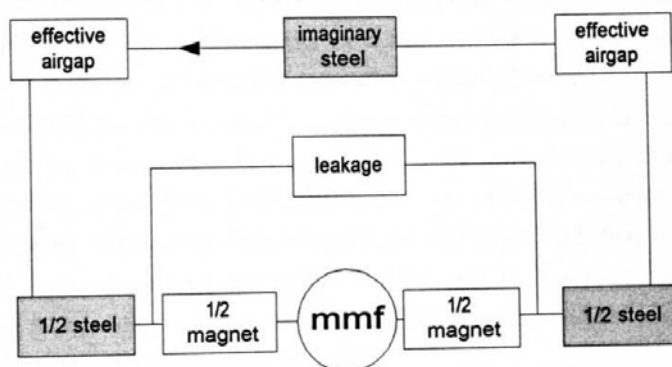


Figura 5.22: circuito equivalente con dispersioni

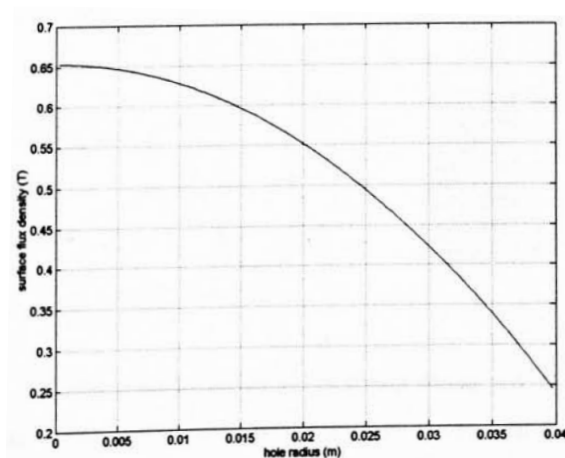


Figura 5.23: Effetto del raggio dell'albero sull'induzione superficiale

Il circuito equivalente modificato è mostrato in Figura 5.22 e l'effetto del raggio dell'albero sulla induzione superficiale utilizzando questo circuito equivalente è mostrato in Figura 5.23.

L'introduzione di un foro di 20 mm di diametro, quindi riduce la densità di flusso alla superficie del magnete solo del 4% portandola a 0.628 T.

5.2.3.6 Progettazione di bobine dello statore

Le dimensioni delle bobine nella tipologia tubolare sono largamente dettate dalla taglia di altri componenti all'interno della macchina. La larghezza disponibile è stata imposta dalla larghezza

del polo del traslatore, dal desiderio di un uscita trifase e dalla selezione del supporto della bobina; risulta quindi una larghezza dell'avvolgimento di 14,7 millimetri. Il diametro interno è una funzione del raggio del magnete e del minimo traferro tecnicamente raggiungibile, mentre quello esterno è limitato dal decadimento esponenziale del campo magnetico. Come tale è stato scelto il diametro esterno di 155 millimetri, corrispondente ad una densità di flusso alla superficie esterna pari al 25% di quella in superficie, secondo la (3.16). Il traferro minimo risulta essere di 2,5 mm, dando una altezza di bobina di 22,5 millimetri. L' avvolgimento manuale delle bobine intorno a una bobina del diametro interno corretto e larghezza richiesta ha creato 230 spire con un filo di diametro 1 mm; si ottiene così un fattore di riempimento di 0,54. Per una corrente di picco di 10 Amps, la densità di corrente equivalente di una singola bobina che occupa lo stesso spazio, j , è pari a $10 \times 230 / \text{area bobina}$, o $6.9 \times 10^6 \text{ Am}^{-2}$.

Flusso concatenato con la bobina

Il flusso totale concatenato con una singola bobina può essere calcolato in modo da ricavare la forza di reazione e fem indotta.

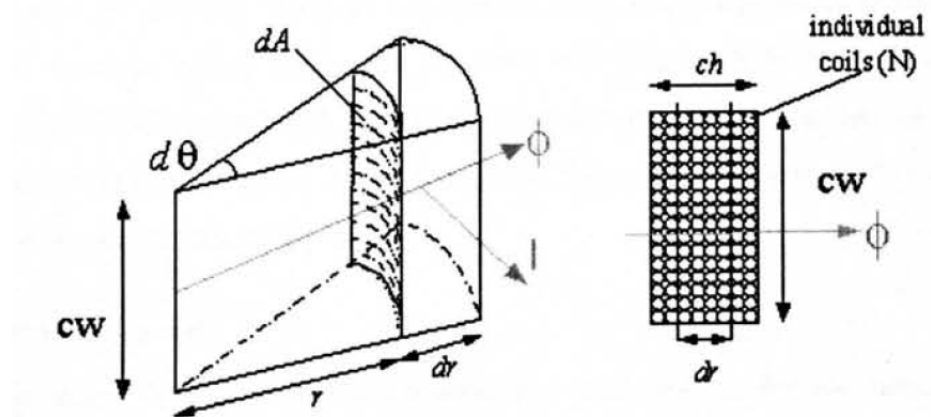


Figura 5.24: Sezione di bobina

Facendo riferimento alla Figura 5.24, il concatenamento del flusso in una sezione di una bobina dr è uguale al totale flusso, moltiplicato per il numero di spire contenute in tale sezione, $(dr / Ch) \cdot N$. Il flusso concatenato con una singola bobina sarà un integrale di tale valore in tre dimensioni, come mostrato nella (5.21).

$$\Psi_{coil} = \frac{N}{ch} \int_0^{2\pi} \int_{R_i}^{R_o} \int_0^{cw} B'_g e^{\frac{R_m-r}{l_g}} r \cdot dz \cdot dr \cdot d\theta$$

$$= 2\pi(cw)B'_g(-l_g) \frac{N}{ch} e^{-\frac{g}{l_g}} [e^{-\frac{ch}{l_g}} (R_m + g + ch + l_g) - R_m - g - l_g]$$

(5.21)

Questo valore viene considerato il valore di picco di una variazione sinusoidale del flusso concatenato con la posizione della bobina rispetto al polo del traslatore.

Forza per bobina

Riprendendo l'equazione (5.12) ed effettuando l'integrale sulla larghezza di una bobina nella direzione z si ha la forza di picco per bobina, (5.22).

$$\begin{aligned}
 F_{coil} &= \int_0^{2\pi} \int_{R_i}^{R_o} \int_0^{cw} JB'_g e^{\frac{-r+R}{l_g}} r \cdot dz \cdot dr \cdot d\theta \\
 &= 2\pi(cw)JB'_g(l_g) \frac{N}{ch} e^{-\frac{g}{l_g}} [R + g + l_g - e^{-\frac{ch}{l_g}} (R_m + g + ch + l_g)]
 \end{aligned}
 \tag{5.22}$$

Come il flusso concatenato, la variazione di forza per una densità di corrente costante può essere presunta variabile sinusoidalmente con la posizione. La forza netta di reazione di tutte e tre le fasi su un polo del trasformatore può essere utilizzata per calcolare il numero di poli necessari per costituire una macchina da 3 kW. Per avere 3 kW a $0,5 \text{ ms}^{-1}$ si richiede una forza di picco di 4 kN per ogni fase. Sostituendo i valori nell'equazione (5.22) si ottiene 250 N per bobina, il che implica che ogni fase deve essere costituito da almeno 16 bobine. Per comodità, lo statore sarà composto da due metà, ciascuna contenente 8 poli (cioè 8 bobine per fase).

5.2.4 Valutazione della fem indotta

Un'espressione per la forza elettromotrice indotta (in valore di picco) in una bobina può essere derivata dalla seconda equazione (5.23). Utilizzando il valore di picco di flusso concatenato come indicato nella (5.21) si ha una fem picco di 12.5V per avvolgimento e 100V per metà statore.

$$\begin{aligned}
 E &= -\frac{d\psi_{coil}}{dt} \\
 &= -\frac{d\psi_{coil}}{dx} \cdot \frac{dx}{dt}, \\
 \psi_{coil} &= \hat{\psi}_{coil} \sin\left(2\pi \frac{x}{2(w_m + W_s)}\right) \\
 \therefore \frac{d\psi_{coil}}{dx} &= \hat{\psi}_{coil} \cos\left(\pi \frac{x}{(w_m + W_s)}\right) \cdot \frac{\pi}{w_m + W_s} \\
 \therefore E &= -\left(\frac{\pi}{w_m + W_s}\right) \hat{\psi}_{coil} \cos\left(\pi \frac{x}{w_m + W_s}\right) \cdot \frac{dx}{dt} \\
 \Rightarrow \hat{E} &= \hat{\psi}_{coil} \dot{x} \frac{\pi}{w_m + W_s}
 \end{aligned}$$

where $x =$ displacement (m) (5.23)

Valutazione dell'induttanza

L'induttanza L di un circuito magnetico può essere espressa come (5.24).

$$L = \frac{\Psi}{I} = \frac{N\phi}{I} \quad (5.24)$$

L'andamento semplificato del flusso che era stato assunto precedentemente (Figura 5.20) vale solo per il flusso generato dai magneti, ma non per il flusso generato dalla corrente. La rete di riluttanza per il flusso che passa da una bobina sopra il traslatore ora si compone di diversi elementi: il traferro tra la superficie della bobina e traslatore, i distanziatori in acciaio, le regioni magnetiche e il percorso di ritorno.

5.2.5 Dimensioni del prototipo

La tabella 5.3 e la figura 5.25 mostrano le dimensioni finali del traslatore più il traferro nominale, che in realtà non è un criterio di progettazione, ma fissato da il processo di fabbricazione.

Magnet width	0.025 m
Steel Width	0.025 m
Rotor diameter	0.1 m
Airgap	0.005 m
Velocity	0.5 m/s

Tabella 5.3: Dimensioni del prototipo

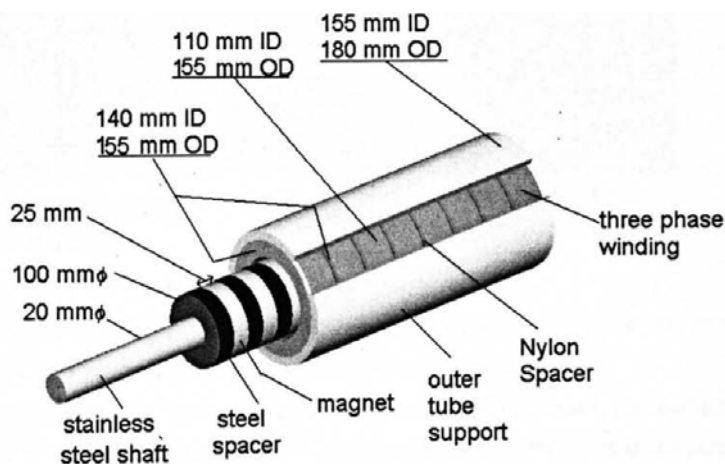


Figura 5.25: Dimensioni di metà macchina tubolare (8 poli) da 3 kW

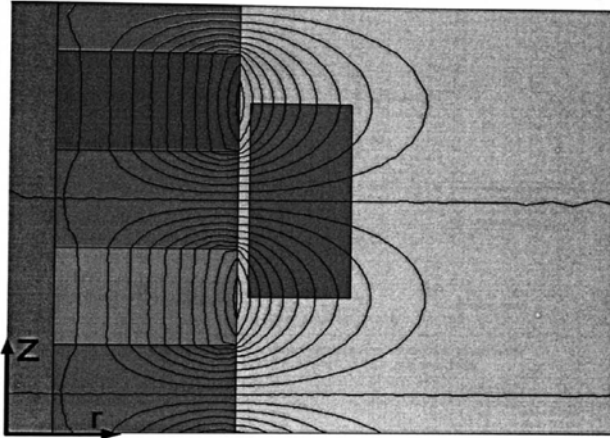


Figura 5.26: linee di flusso del traslatore

5.2.6 Dettagli di Risultati

Traslatore

La figura 5.26 illustra le linee di flusso magnetico dovuto alla sola eccitazione magnetica. Il flusso percorso attraverso i magneti è principalmente parallelo all'asse. La perdita attraverso la supporto centrale in acciaio inossidabile è trascurabile rispetto a quella sulla superficie del traslatore.

Il grafico di figura 5.27 mostra i valori medi di densità di flusso radiale sul profilati in acciaio e sui magneti del traslatore, calcolato dal FEA, e dal modello semplice utilizzando le equazioni (5.18), (5.9).

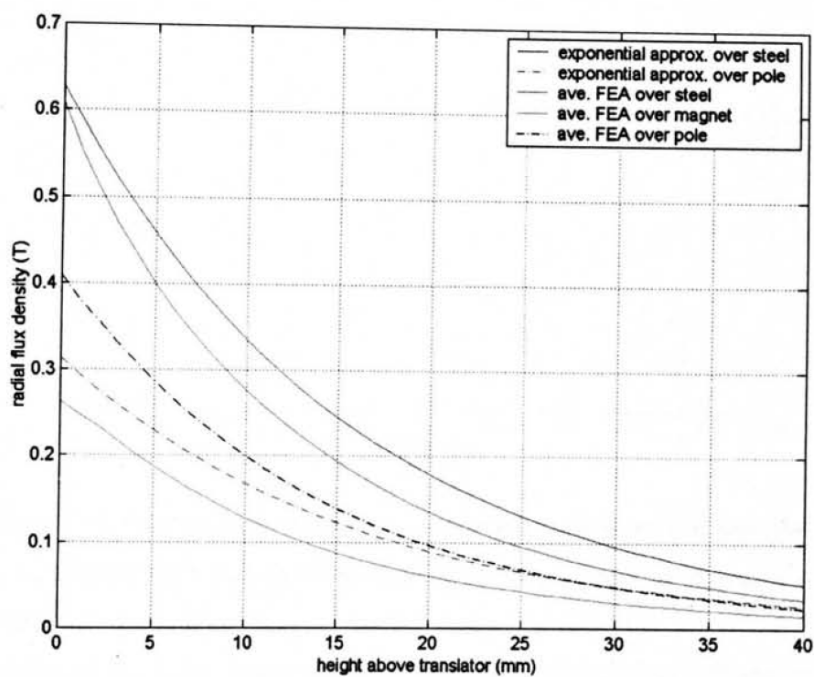


Figura 5.27: Confronto del modello approssimato con i dati medi ottenuti dal FEA 3D

Il modello semplice assume che la densità di flusso attraverso la superficie del polo è costante. La figura 5.27 mostra che la densità media di flusso sulla superficie dei segmenti in acciaio calcolato dal FEA è vicino a quello previsto (errore inferiore a 5%). Sopra il magnete, tuttavia, il modello semplice assume nessuna dispersione e quindi densità di flusso zero, mentre il FEA ha calcolato un valore di poco meno della metà che sopra l'acciaio. L'esponenziale di riduzione della densità del flusso con la distanza dal traslatore è una ragionevole approssimazione nell'esaminare solo l'area sopra i segmenti in acciaio. Le due linee 'LINEAPUNTO' del grafico corrispondono ai valori medi sopra l'intera superficie dei poli per i due metodi. In posizioni vicine al traslatore, il metodo semplificato sovrastima drasticamente (23% in superficie) ma i due metodi convergono per maggiori distanze (errore 4% a 25 mm e inferiore a 1% a 30 mm). Per le macchine con un piccolo traferro vi è quindi la necessità di un'analisi FEA più dettagliata.

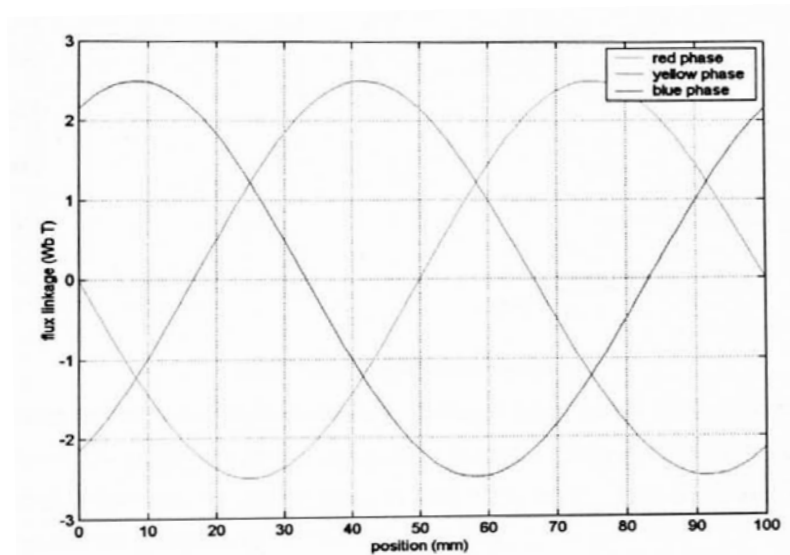


Figura 5.28: Variazione del flusso concatenato di 8 bobine per fase rispetto alla posizione

Concatenamento del flusso con la bobina

La Figura 5.28 mostra la variazione del flusso concatenato delle tre fasi al variare della posizione delle bobine. Il prototipo è costituito da 8 bobine per singola fase per cui il flusso è ottenuto moltiplicando il valore ottenuto nella FEA per otto. La figura mostra tre identiche forme d'onda, ciascuna sfasata di 120°.

Eccitazione armatura

Sostituendo le regioni magnetiche della simulazione con aria, permette di indagare le induttanze delle fasi. I valori di induttanza delle singole bobine trifase ottenuti dalla simulazione sono presentati in figura 5.29 e confermano che il periodo spaziale è pari a 50 mm.

Ulteriormente confermato in questo diagramma è l'esistenza di 3 induttanze fra loro sfasate, ossia autoinduttanza, mutua induttanza delle bobine adiacenti e mutua induttanza delle bobine non adiacenti. Il modello con MMF distribuita ha dato un valore previsto di 8,2 mH, mentre i

risultati della simulazione mostrano che l'induttanza effettiva varia tra i 12 e i 13,5 mH. L'errore è dell'ordine del 30-40% perciò il metodo semplificato è impreciso.

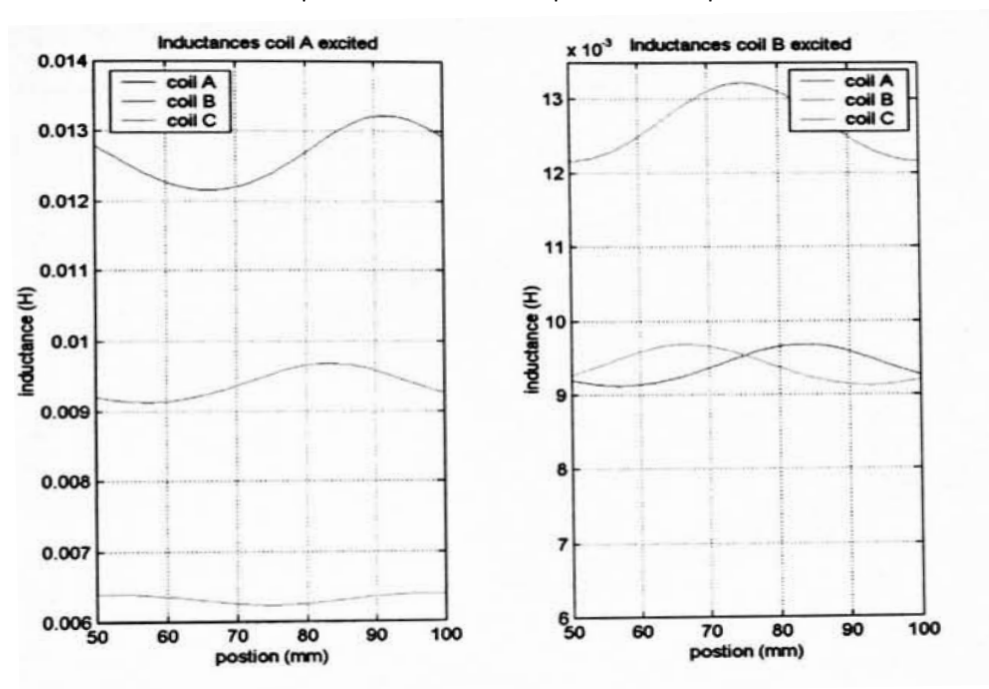


Figura 5.29: Induttanza di una singola bobina

Il carico

Il flusso concatenato di figura 5.30 mostra l'effetto della posizione della bobina e corrente erogata per una singola fase. Il grafico mostra una variazione sinusoidale con la posizione in combinazione con una relazione lineare per la quale la corrente risulta simmetrica rispetto all'origine. La relazione lineare e la simmetria intorno all'asse a corrente zero mostrano che l'induttanza è indipendente dalla corrente.

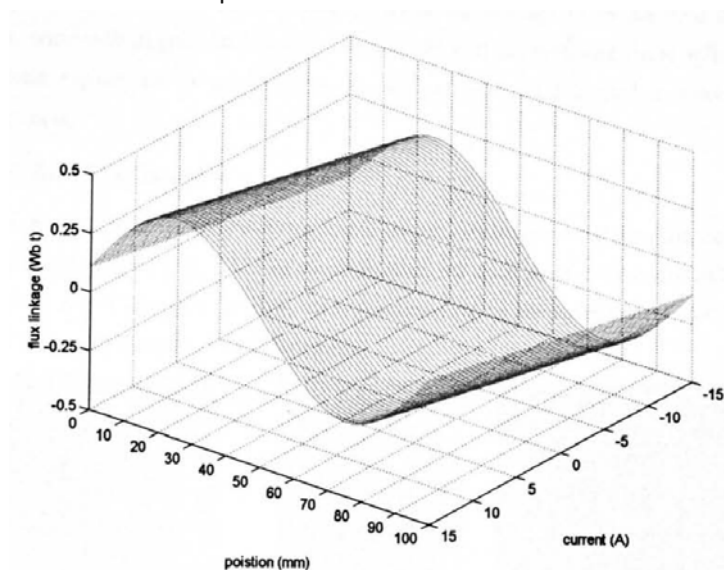


Figura 5.30: Flusso concatenato dell'avvolgimento B

5.2.7 Realizzazione del Prototipo

E' stato presentato un prototipo da 3kW della macchina tubolare con nucleo in aria. E' stato creato un modello FEA bidimensionale del traslatore e utilizzato per predire il flusso magnetico sopra il traslatore e il comportamento di un set di bobine. La natura del prototipo fabbricato, tuttavia, ha richiesto un modello FEA dell'intera macchina (avente 8 poli di statore) per calcolare le induttanze sbilanciate delle tre fasi.

Per il prototipo costruito, la potenza massima estratta da una singola fase era 540 Watt a una velocità periferica di 1 m/s, con un fattore di potenza superiore a 0,9. Nel caso di prototipo completo poi tutte le tre fasi avrebbero prodotto una potenza di uscita costante di 1,6 kW a questa velocità. Una pari quantità di energia verrebbe dissipata dal insolitamente grande resistenza interna delle bobine. La macchina è stata progettata per 3 kW usando la semplice analisi del circuito magnetico, ipotizzando nessuna dispersione di flusso al confine aria magnete e nessuna resistenza interna.

A 10 A, ogni singola bobina è in grado di reagire ad una massima forza (calcolata) di 216 N corrispondente ad uno sforzo di taglio di 41 kN/m². La media costante della forza sul traslatore per polo è 324 N, dando una sollecitazione media a taglio della macchina pari a 20 kN/m². L'analisi semplificata ha previsto le prestazioni della macchina con un errore del 20%, mentre la simulazione FEA si ha l'errore entro il 6%. Il modello semplice può quindi ragionevolmente essere utilizzato come primo stadio per progettare macchine tubolari con un 80% di precisione. Con l'ingrandimento della macchina tubolare, la resistenza interna delle bobine diminuirà.

Problemi di costruzione

Col senno di poi può risultare più utile montare le bobine attorno a una superficie solida tubolare. Il metodo qui utilizzato è stato scelto per lasciare il più piccolo possibile divario tra il diametro interno della bobina e la superficie traslatore. Le bobine sono avvolte attorno a un sostegno rimovibile che purtroppo ha portato ad una piccola variazione di diametro interno tra le spire; era stato stabilito un traferro di 2,5 mm ma, quando costruito, il traferro efficace è stato quasi dappertutto di circa 5 millimetri.

Inoltre, durante la fabbricazione del traslatore un supporto plastico è stato posto tra ogni terza bobina per garantire che ogni singolo polo fosse esattamente della lunghezza di tre bobine. Purtroppo l'irregolare aggiunta dei distanziali ha avuto un impatto significativo sulle mutue induttanze tra le fasi. Se ci fosse un supporto interno per le bobine, i distanziali sarebbero legati sulle loro circonferenze interne ed esterne, fornendo rigidità e permettendo l'utilizzo di materiali più sottili.

Forze radiali

La massima forza radiale per bobina è stata 190 N, che è la somma delle forze intorno l'intera circonferenza. La pressione esercitata dai 155 millimetri del diametro esterno della bobina è quindi equivalente a 28 kNm⁻², almeno due ordini di grandezza al di sotto quello che un normale recipiente cilindrico (ad esempio un tubo di acqua) potrebbe essere chiamato a sopportare.

Inoltre, queste forze sono molto meno di quelle in una normale macchina elettrica. È da notare che la forza radiale è al massimo nella posizione in cui la macchina tubolare non produce alcuna forza assiale e pertanto non fa un lavoro utile.

La forza radiale risultante sul traslatore sarà zero in quanto il sistema è simmetrico.

In caso di deviazione dalla posizione centrale sorge però una piccola forza netta e così è richiesta una qualche forma di lubrificazione.

Uso in generatori marini

La macchina tubolare, pur avendo un basso sforzo di taglio, è adatta per unità di conversione diretta di potenza da energia marina. Un grande vantaggio è il suo alto fattore di potenza che semplifica l'elettronica richiesta per la conversione di potenza, inoltre essa richiede un supporto strutturale molto piccolo a causa delle basse forze radiali ed è ideale per l'ambiente marino come conseguenza di avere la sezione trasversale cilindrica liscia che ben si adatta a metodi lubrificazione, protezione e sigillatura convenzionali.

Conclusione

Questo capitolo ha esaminato il comportamento di un prototipo di macchina tubolare e il confronto dei risultati ottenuti con FEA e con l'analisi semplificata del circuito magnetico. La sollecitazione di taglio di picco della macchina è di 41 kN/m² e il fattore di potenza è quasi all'unità. L'integrazione della macchina tubolare in convertitori di energia marina è probabile che sia meno problematica che per altre macchine. Il traslatore cilindrico facilita sigillatura; mentre le forze ridotte tra il traslatore e lo statore facilitano la costruzione e la lubrificazione delle strutture di sostegno.

Complicazioni possono derivare principalmente dalla scelta dei materiali, che devono essere non metallici all'interno delle bobine e altrove non magnetici. Plastica e Tufnell sembrano adatti per i primi e alluminio, acciaio inox e ottone per il supporto generale.

Il traslatore è una struttura permanente magnetizzata, il che significa che è suscettibile di intrappolare i detriti metallici dall'ambiente marino.

Tenuta

Il traslatore si presta favorevolmente al rivestimento in ceramica mentre lo statore potrebbe essere annegato nella plastica con anche funzione di supporto.

Struttura di supporto

Il tubolare di supporto dello statore deve essere non magnetico, la plastica è un scelta più ovvia. Questo è stato utilizzato per il sostegno della bobina nel prototipo e si è dimostrato che è perfettamente fattibile. A questo riguardo, la struttura di supporto è probabile che sia molto leggera confronto al traslatore che è fatto di metallo massiccio.

5.2.8 Studio di ottimizzazione [17]

5.2.8.1 I parametri di progettazione ottimizzati

E' stata effettuata con il metodo degli elementi finiti (FEA) un'analisi adimensionale di un

generatore tubolare lineare senza nucleo di ferro con topologia a flusso longitudinale. E' stato anche condotto uno studio degli effetti del tipo di magnetizzazione, radiale o assiale, così come del tipo di materiale del magnete usato nel traslatore. Inoltre sono stati confrontati progetti di statore sovradimensionato e traslatore sovradimensionato. Partendo da un progetto arbitrario iniziale i parametri di progettazione sono stati variati in modo da massimizzare la FEM prodotta per unità di costo del materiale del generatore. E' stata anche studiata l'influenza della variazione dei parametri di progetto sulla forza di cogging.

5.2.8.2 Modello computazionale

Per analizzare questi parametri di progettazione è stato utilizzato il software di analisi MagNet da Infolytica Corporation. In questo progetto sono stati impilati magneti al neodimio magnetizzati assialmente con grado N42, separati da distanziatori in acciaio al silicio con grado M45, per formare il traslatore. Un traferro di 1mm separa il traslatore dallo statore che consiste in una bobina con avvolgimenti trifase in rame supportati da un tubo di acciaio al silicio con grado M45 (Figura 1). Per tutte le simulazioni sono stati utilizzati fili di rame AWG 20 utilizzando tutto lo spazio disponibile per le bobine. La velocità di traslazione del traslatore è assunta costante per ogni simulazione.

5.2.8.3 Ottimizzazione geometrica

Al fine di non dimensionare i parametri progettuali, tre parametri di progettazione "base" sono stati fissati (valori costanti) e ogni altro parametro è stato espresso in per unità (pu), frazione di uno o più di questi parametri di base. I parametri di base stessi erano anche non-dimensionali in modo da facilitare una completa analisi. La figura 5.31 mostra metà della geometria della sezione trasversale del generatore e indica i parametri geometrici di progetto. Nella direzione radiale, il raggio di statore (St_r) e il traferro (Ag) sono stati selezionati per essere i parametri di base.

Il raggio del traslatore (R_r), lo spessore dello statore (St_t), e lo spessore della bobina (C_t) sono stati definiti come frazione in pu del raggio di statore. Nella direzione longitudinale, il passo polare (PP) è stato selezionato come parametro di base. L'altezza magnete (M_h), e l'estensione del distanziale in acciaio (St_l_{ex}) sono stati definiti come una frazione pu del PP.

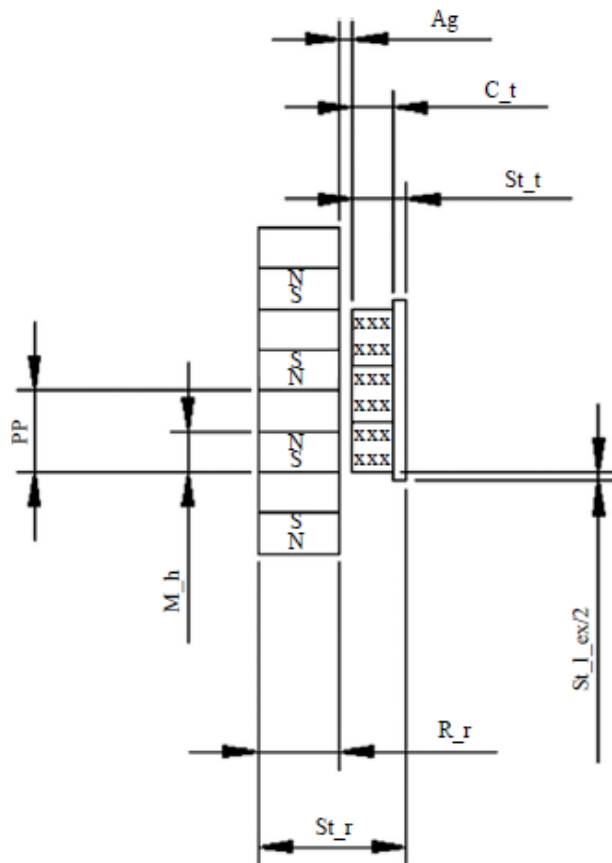


Figura 5.31: Sezione trasversale di un generatore tubolare senza cave con nucleo in ferro.

La tabella 5.4 riassume tutti i parametri adimensionali utilizzati nel corso di questo studio, i rapporti non-dimensionali con i rispettivi valori. La componente sovradimensionata si presume essere più grande dell'altra di un fattore 2, poiché è stato detto che per un utilizzo efficiente di materiale è necessario che o il traslatore o lo statore siano uguale alla lunghezza della corsa (altezza d'onda) e l'altro il doppio di questa (Arshad et al., 2003).

Per determinare il costo relativo di ogni progetto di generatore, la massa di ciascun materiale è pesata in base al suo prezzo.

Design parameter	Symbol	Geometric parameter default value (mm)	Non-dimensional ratio	Non-dimensional ratio default value (pu)
Stator radius	St_r	11	$(St_r - (1/2)Ag)/PP$	1.75
Air gap	Ag	1		
Pole pitch	PP	6		
Translator radius	R_r	6	$R_r/(St_r - (1/2)Ag)$	0.57
Coil thickness	C_t	3	C_t/St_t	0.75
	St_t	4		
Magnet height	M_h	3	M_h/PP	0.5
Stator steel end extension	St_I_ex	0	St_I_ex/PP	0

Material	Price (USD/kg)
Neodymium magnets	55.50
Ceramic magnets	5.50
Electrical copper	8.80
Silicon steel	1.76

Source: NovaTorque, Inc. (2009)

Tabella 5.4 e tabella 5.5

La tabella 5.5 riassume i costi delle materie sulla base dei prezzi di mercato del 2009 (NovaTorque, Inc., 2009).

Sono state svolte un certo numero di simulazioni FEA per diversi valori dei parametri di progetto. Sono stati tracciati, il rapporto tra forze elettromotrici e costo del materiale in funzione dei parametri non dimensionali nei casi di sovradimensionamento del traslatore e dello statore con nucleo in ferro (figure 5.32 e 5.33) e nei casi di sovradimensionamento del traslatore e statore con nucleo in aria (figure 5.34 e 5.35).

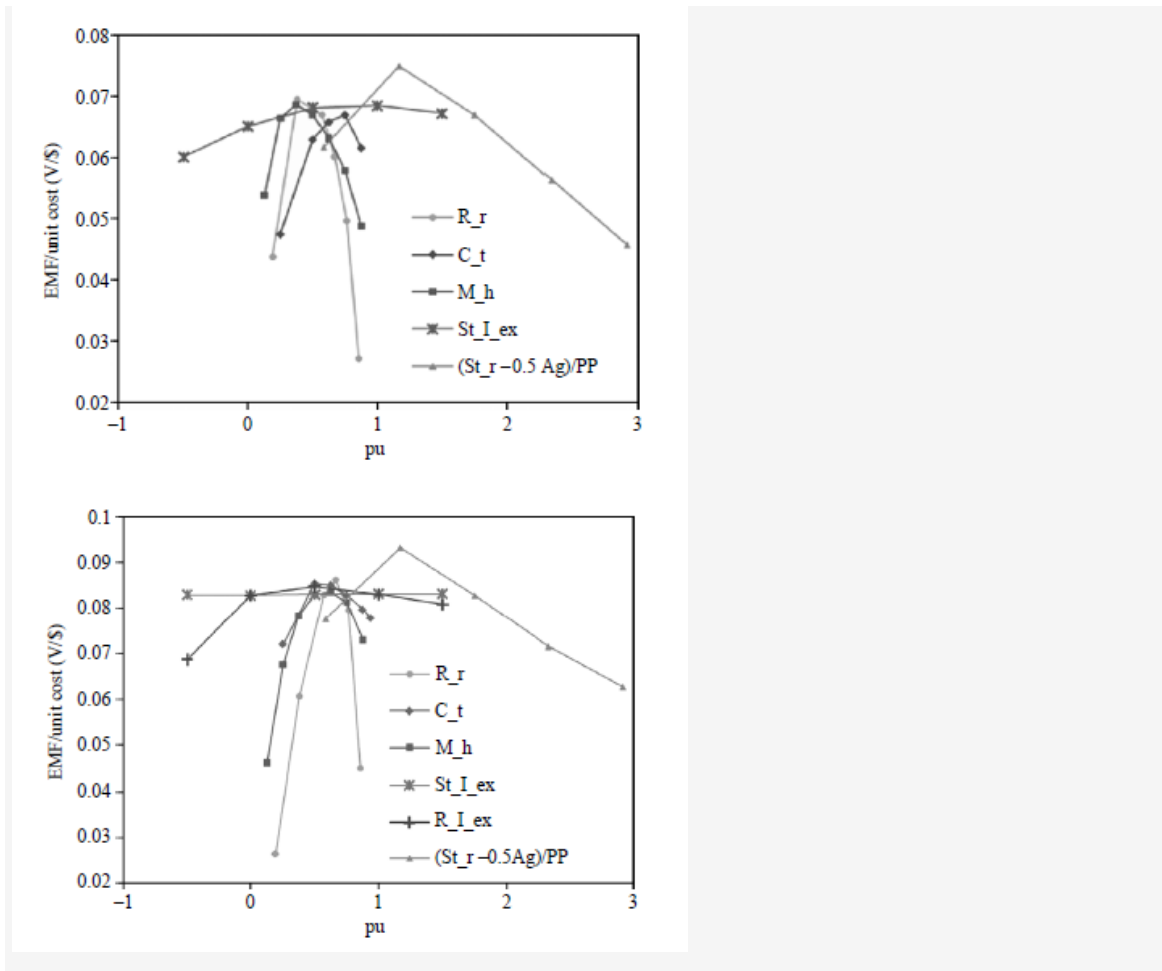


Figura 5.32: FEM per costo con sovradimensionamento del traslatore con nucleo in ferro.

Figura 5.33: FEM per costo con sovradimensionamento dello statore con nucleo in ferro.

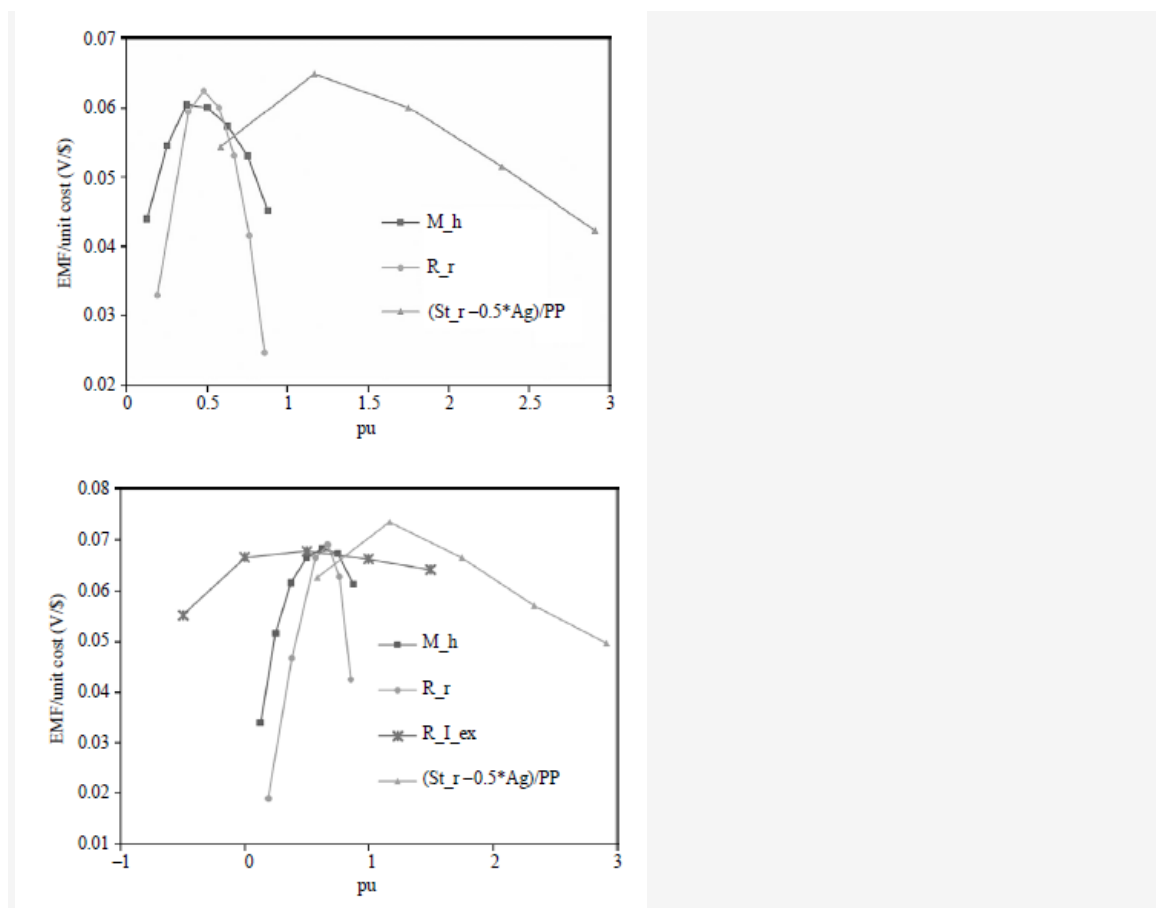


Figura 5.34: FEM per costo con sovradimensionamento del traslatore con nucleo in aria.

Figura 5.35: FEM per costo con sovradimensionamento dello statore con nucleo in aria.

Le figure 5.32-35 indicano che la FEM per costo del materiale aumenta con il raggio del traslatore. Questo può essere spiegato con l'aumento del volume del magnete con la corrispondente quantità maggiore di flusso magnetico disponibile. Tuttavia, un ulteriore incremento in R_r mostra che esiste un valore ottimale, dopo di che si osserva un calo. Questo comportamento non lineare è dovuto ad una combinazione di fattori: vi è una riduzione della dimensione della bobina, quindi una riduzione del numero di spire, e per i layout con nucleo in ferro vi è anche una riduzione dello spessore acciaio posteriore che satura più velocemente, riducendo il flusso magnetico che attraversa le bobine. Inoltre, aumentando il volume magnete sale il costo siccome i magneti sono i componenti più costosi nella nostra analisi.

Un forte aumento della forza di cogging per il nucleo di ferro è anche associato all'aumento del raggio del traslatore nelle figure 5.36 e 5.37. Questo fa vedere come la forza di cogging è direttamente proporzionale all'intensità del flusso nel traferro (che aumenta) e inversamente proporzionale alla distanza tra i magneti e l'acciaio posteriore (che diminuisce).

Per tipologie con nucleo in ferro (figure 5.32 e 5.33), si vede un aumento iniziale della FEM per unità di costo del materiale con lo spessore crescente della bobina (come frazione dello spessore statore); questo è dovuto all'aumento associato del numero di spire dell'avvolgimento. La svolta avviene quando cala il flusso attraverso la bobina a causa della saturazione dell'acciaio di statore. La forza di cogging per lo stesso parametro mostra un calo esponenziale con lo spessore crescente della bobina dovuto al corrispondente aumento di separazione tra acciaio statore e magneti del traslatore (aumenta la dispersione di flusso nel traferro).

Un aumento in altezza del magnete (come frazione di passo polare), mostra in modo simile l'iniziale aumento della FEM per unità di costo del materiale, a causa di un aumento del volume magnete e pertanto di flusso magnetico. Tuttavia, dopo il suo valore di picco, altri fattori, quali un aumento della riluttanza dei distanziatori di acciaio al silicio, nonché maggiori aumenti di costo senza aumento delle prestazioni, portano ad una diminuzione di tale valore. La forza di cogging per i nuclei di ferro è visto aumentare linearmente con l'aumentare dell'altezza magnete come previsto. Ciò è dovuto alla proporzionalità tra volume del magnete e forza di cogging (nuovamente a causa di un aumento di flusso magnetico nel traferro).

Il valore ottimale delle estensioni di ferro (sia per il traslatore sia per lo statore) è determinato dalla lunghezza necessaria per incanalare massimo flusso intorno bobine in modo da generare la massima FEM. Per il layout dello statore sovradimensionato, le forze di cogging si riducono con l'aumento del ferro di statore. Questo sembra essere un semplice ma efficace approccio per minimizzare le forze di cogging a causa della lunghezza finita del nucleo di ferro (Figure 5.36 e 5.37).

Aumentando il raggio statore in relazione all'altezza PP si determina altresì un aumento iniziale di FEM per unità di costo di materiale, seguito da un picco e poi un declino. L'aumento iniziale è a causa del volume maggiore del magnete, che porta un incremento del flusso. La caduta esponenziale della forza di cogging (per le costruzioni con nucleo in ferro) all'aumentare del raggio di statore è dovuto al maggiore flusso disperso nel circuito magnetico siccome la distanza fra i magneti e il ferro aumenta.

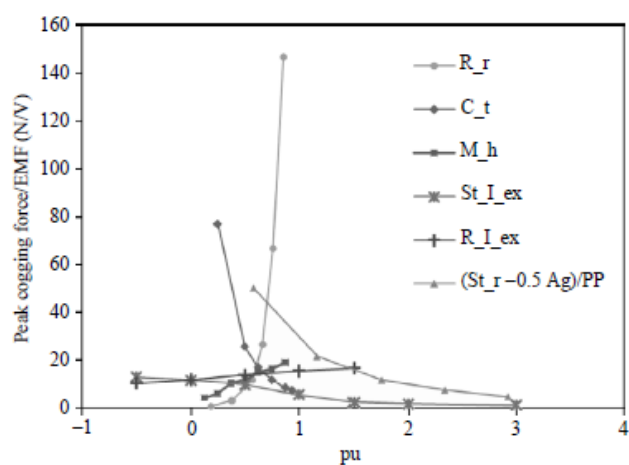
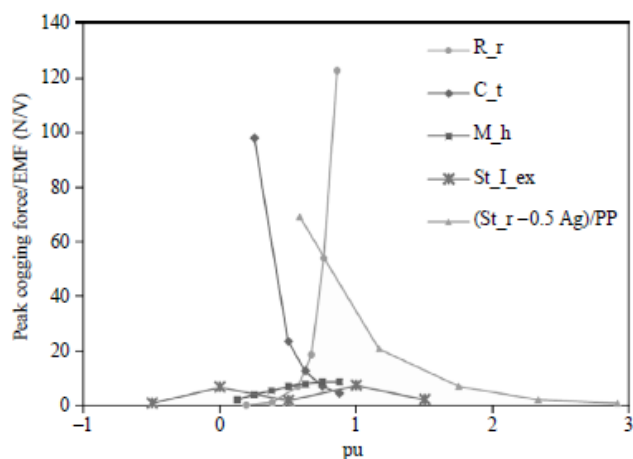


Figura 5.36: Forza di cogging per unità di FEM per sovradimensionamento del traslatore con nucleo in ferro.

Figura 5.37: Forza di cogging per unità di FEM per sovradimensionamento dello statore con nucleo in ferro.

È evidente dai risultati di ottimizzazione che considerando i costi per i nuclei in ferro la tipologia con lo statore sovradimensionato (figure 5.33 e 5.35) ha prestazioni superiori rispetto alla tipologia con traslatore sovradimensionato (figure 5.32 e 5.34). Progetti con nucleo di ferro con statore sovradimensionato in particolare danno aumenti di FEM per unità di costo del materiale di circa il 25 per cento rispetto al nucleo di ferro con traslatore sovradimensionato.

La mancanza di forze di cogging associate al nucleo con statore sovradimensionato in aria rende questo un progetto competitivo inoltre vi sono i ridotti requisiti strutturali di sostegno e le perdite minori. Tuttavia devono essere considerati il costo extra dell'elettronica di potenza necessaria per bypassare le bobine inattive nello statore sovradimensionato per ottenere le riduzioni reali dei costi.

5.2.8.4 Direzione di magnetizzazione e confronto materiale magnetico

L'influenza della direzione di magnetizzazione dei magneti è preso in esame in questo studio. In particolare, i traslatori che utilizzano magneti radiali sono stati confrontati con quelli costituiti da magneti assiali. Magneti anulari magnetizzati in senso radiale verso l'esterno e verso l'interno sono impilati alternativamente e separati da distanziali in acciaio al silicio. Anche i magneti assiali sono stati accatastati con distanziali di acciaio tra magneti adiacenti. La figura 5.38 (a) mostra la FEM per unità di costo ottenuta. È chiaro che i magneti assiali danno una prestazione superiore rispetto ai magneti radiali. Questo potrebbe essere dovuto alla concentrazione del flusso che si sviluppa nei distanziali e viene costretto a fuoriuscire nel traferro. E' anche evidente che lo statore sovradimensionato mostra prestazioni migliori per entrambi i tipi di magneti anche se la differenza è minore quando si utilizzano magneti radiali.

Le forze di cogging, come previsto, tendono a diminuire quando si utilizzano magneti radiali (Figura 5.3 9 (a)). Ciò è dovuto alla minore quantità di flusso nel traferro.

Sono stati affrontati in questo studio anche gli effetti del tipo di materiale magnetico usato nel traslatore. L'uso di magneti di terre rare come il neodimio richiede un costo superiore. L'alternativa a basso costo per questi sono magneti in ferrite o in ceramica (Danielsson et al., 2003).

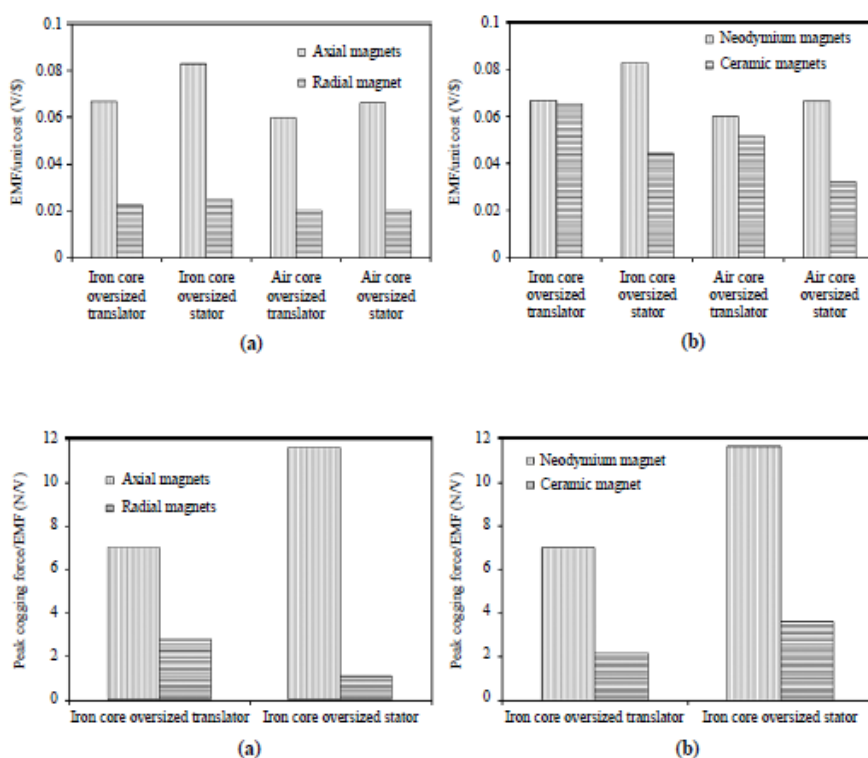


Figura 5.38: Confronto FEM/costi unitari per (a) direzione di magnetizzazione e (b) materiale**Figura 5.39: Confronto forza di cogging /costi unitari per (a) direzione di magnetizzazione e (b) materiale**

Sono state confrontate le prestazioni relative del generatore lineare con magneti in neodimio o in ceramica (classe C11). Il costo (al kg) di magneti di ceramica è stato assunto pari a \$ 5,50 (NovaTorque, Inc., 2009). La figura 5.38 (b) mostra che la riduzione dei costi rende i magneti in ceramica competitivi quando utilizzati nei progetti con traslatore sovradimensionato. Con l'utilizzo di magneti ceramici le prestazioni di queste macchine superano quelle delle costruzioni con statore sovradimensionato.

Ciò può essere spiegato con l'aumento del flusso ottenuto tramite l'uso di magneti più grandi e anche la riduzione dei costi dei magneti ceramici. Infatti i magneti in ceramica costano meno per unità di peso del rame, un traslatore più grande fornisce anche una maggiore flusso e quindi una macchina più conveniente. Tuttavia, rispetto ai magneti di terre rare, l'uso di magneti ceramici deboli richiederebbero un aumento di volume del magnete e quindi aumento di peso del generatore per una data potenza. Si aggiungono costi per la struttura e potrebbe essere un problema in acque profonde. Le forze di cogging (Figura 5.39 (b)), come previsto, diminuiscono con magneti più deboli a causa di una diminuzione della quantità di flusso magnetico nel traferro.

5.2.8.5 Verifica sperimentale

Al fine di convalidare le analisi FEA condotte, la verifica sperimentale è stata utilizzata per confermare l'esattezza delle impostazioni di calcolo e modellizzazione. Il prototipo di generatore doveva essere accoppiato ad un elemento assorbitore e testato in un serbatoio d'onda. Hanno pertanto influito sulla la progettazione del dispositivo di test i vincoli dovuti alle dimensioni del serbatoio d'onda disponibile, all'altezza delle onde che potrebbe essere generato e alla facilità di fabbricazione.

La figura 5.40 mostra il generatore di prova con nucleo di ferro. Le tabelle 5.6 e 5.7 riassumono i parametri di progettazione del generatore prototipo. Si è scelto di realizzare la tipologia con traslatore sovradimensionato.

Un prototipo con nucleo d'aria con dimensioni identiche (ma senza ferro nello statore) è anche stato fabbricato per dimostrare l'effetto di una riduzione delle forze di cogging sul sistema (figura 5.41).

Come previsto, i modelli di flusso ottenuti da simulazioni FEA dei due progetti indicano che flusso magnetico verrà convogliato dagli spaziatori di ferro (figura 5.42).

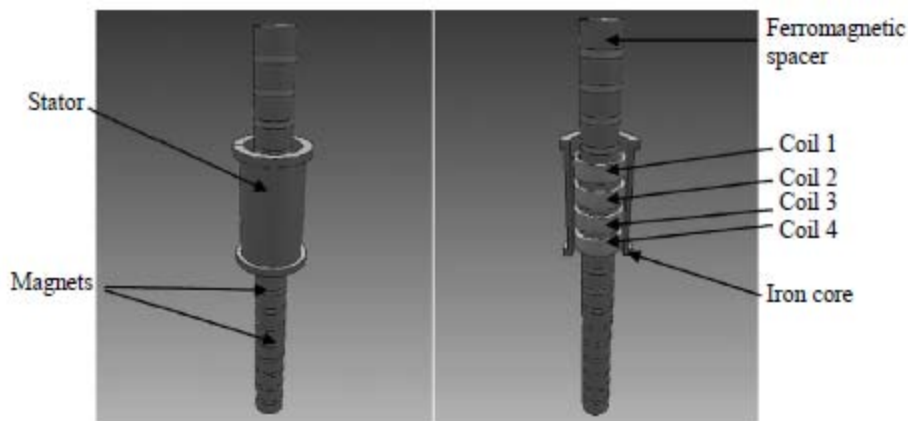


Figura 5.40: Rappresentazione del generatore con nucleo in ferro senza cave

Design parameter	Value
Translator length (mm)	320
Stator length (mm)	76
Number of coils	4
R _r (mm)	11
St _r (mm)	20
Air gap (mm)	2
Coil height (mm)	11
M _h (mm)	4
PP (mm)	16
Number of pahses	1
Number of poles	20
Number of turns per coil	21

Componets	Material
Magnets	N35 Neodymium
Silicon steel	Black mild steel
Conductor	SWG20 Copper

Tabella 5.6: Parametri del generatore

Tabella 5.7: materiali del generatore

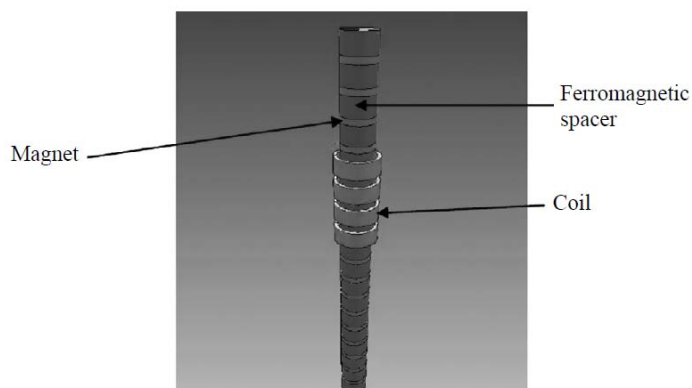


Figura 5.41: Generatore air-core

5.2.8.6 Risultati sperimentali

La FEM generata dal dispositivo durante la prova nel serbatoio è stata monitorata utilizzando un oscilloscopio. La FEM teorica è stata calcolata mediante simulazioni FEA di modelli del generatore prototipo soggetti ai dati misurati sperimentalmente in laboratorio.

La figura 5.43 mostra la FEM teorica e sperimentale per il generatore con nucleo di ferro in moto con un'ampiezza di 0.039m a 0.88 Hz. La figura 5.44 mostra gli stessi dati per il generatore con nucleo di aria in movimento con un'ampiezza di movimento di sollevamento 0.0503m a 0,88 Hz. L'onda incidente utilizzata in ciascun caso ha un'ampiezza di 0.025m e frequenza di 0,88 Hz. È interessante notare che per questa condizione la FEM di picco, e quindi la potenza, è maggiore per il generatore con nucleo in aria a causa di una più grande ampiezza della corsa e pertanto velocità. L'ampiezza inferiore per il generatore con nucleo di ferro è dovuta a due cause:

- 1) Lo smorzamento sperimentato a causa dell'attrito generato come risultato delle forze di cogging.

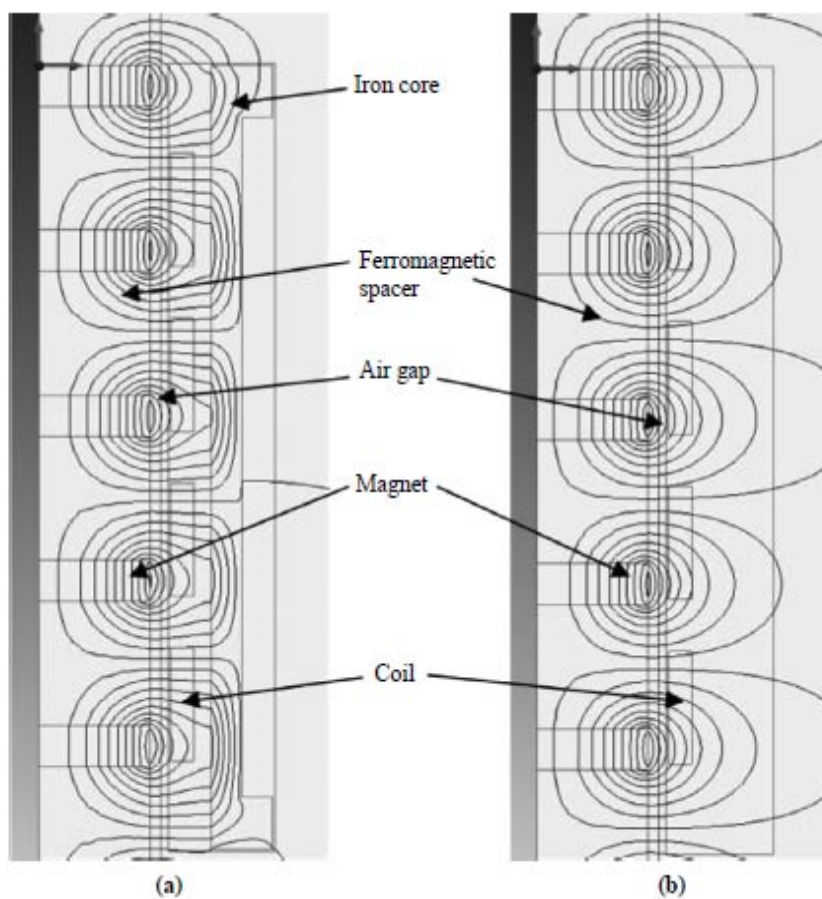


Figura 5.42: Linee di flusso per (a) nucleo in ferro e (b) nucleo in aria

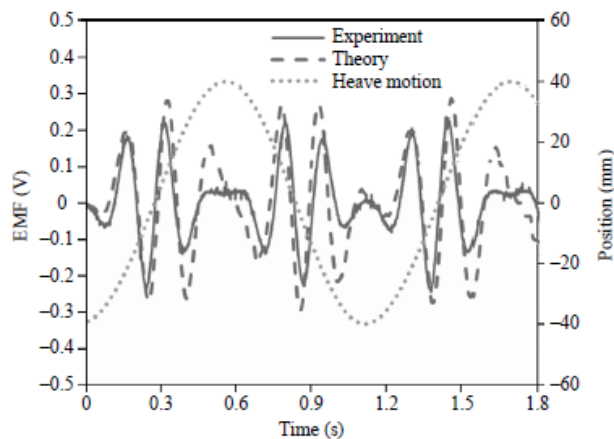


Figura 5.43: FEM sperimentale e teorica per il generatore con nucleo in ferro sottoposto ad un'onda di 0.039m di ampiezza a 0.88 Hz

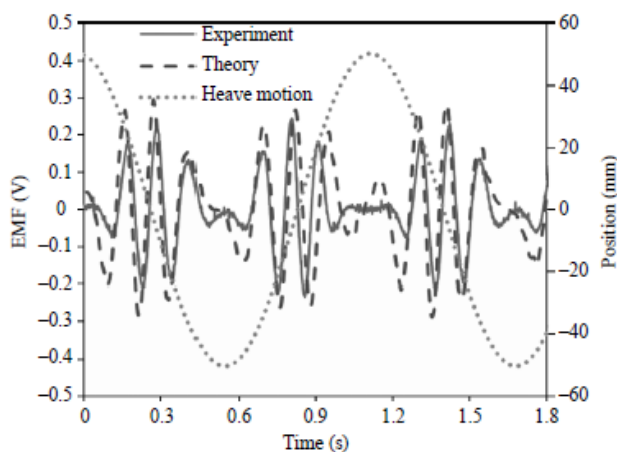


Figura 5.44: FEM sperimentale e teorica per il generatore con nucleo in aria sottoposto ad un'onda di 0.0503m di ampiezza a 0.88 Hz

- 2) Inoltre a causa della mancanza di rigidità del traslatore, si è verificato un sbilanciato radiale delle forze magnetiche che ha portato al contatto tra il traslatore e lo statore.

La teoria e gli esperimenti mostrano una buona correlazione. La differenza tra FEM dei risultati teorici e sperimentali è attribuita al traslatore che non essendo rigido non è allineato centralmente all'interno dello statore. Le risultanti vibrazioni che si verificano nel piano orizzontale non vengono prese in considerazione nei modelli computazionali e si crede possano essere la causa delle differenze osservate.

5.2.8.7 Conclusioni

L'analisi agli elementi finiti è stata utilizzata per condurre una ottimizzazione dei costi di un generatore lineare in funzione di diverse variabili costruttive. Questa è stata principalmente focalizzata sulla ottimizzazione dei parametri di progettazione geometrici adimensionali, ma anche confronto tra diversi materiali magnetici. I risultati indicano che un statore sovradimensionato con magneti assiali in terre rare è il più adatto, come conseguenza delle sue alte prestazioni in funzione dei costi. I risultati sperimentali dei generatori lineari prototipo sono stati usati per confermare l'accuratezza dei modelli computazionali utilizzati nella ottimizzazione.

CAPITOLO 6

C-GEN

E' presentato [18] un nuovo tipo di generatore a magnete permanente con nucleo in aria definito come "C-GEN". Per entrambi i tipi lineari e rotanti questa macchina rimuove la componente normale di forza tra lo statore e la parte mobile del generatore. Eliminando le forze di attrazione magnetica, il processo di montaggio è più facile che per le macchine convenzionali. Le prestazioni corrispondono a quelle delle macchine PM convenzionali, ma ha il potenziale per arrivare ad alti livelli di potenza senza la necessità di grandi strutture di sostegno.

6.1 Sintesi dell'evoluzione

Le macchine avvolte in aria non hanno ferro nello statore e quindi c'è poca attrazione tra il rotore e lo statore. In [19], sono state confrontate macchine a magneti permanenti a flusso assiale con nucleo in ferro rispetto a macchine avvolte in aria. Il semplice studio ha dimostrato che le macchine avvolte in aria hanno il vantaggio di essere più leggere per una vasta gamma di potenze. La figura 6.1 (a) mostra una macchina bilatera a flusso assiale. Una forza di attrazione esiste tra i due magneti del rotore, che si traduce in un momento flettente sul centro dell'albero. Allo scopo di ridurre questo momento flettente, uno sviluppo logico è quello di aumentare il raggio dell'albero rotore.

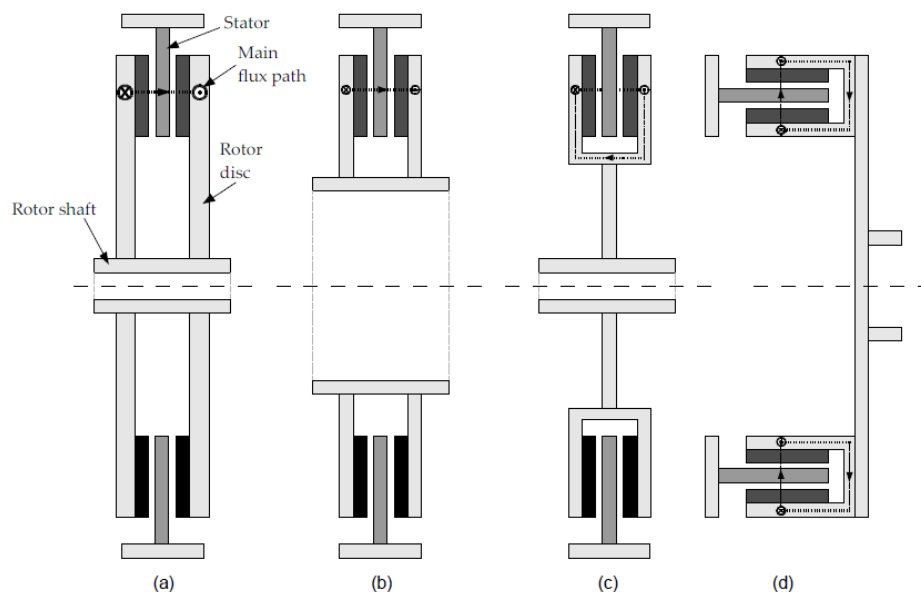


Figura 6.1: Sezione dei due lati della macchina a flusso assiale: (a) progettazione di base (b) aumentare raggio dell'albero motore significa una riduzione dello spessore dei dischi (c) Macchina C-core con percorso di flusso (d) macchina C-core a flusso radiale.

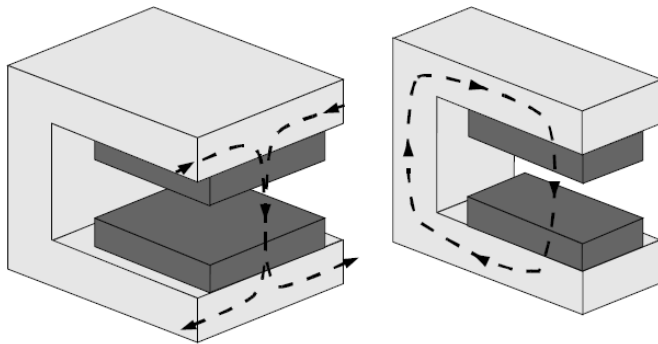


Figura 6.2: Modulo C-core in acciaio con i magneti (a) percorso di flusso longitudinale (b) percorso di flusso trasversale.

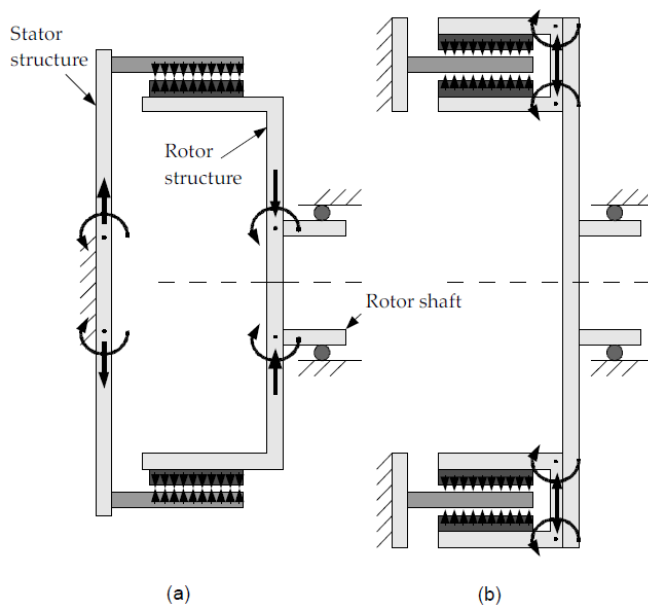


Figura 6.3: (a) generatore convenzionale PM a flusso radiale, mostrando le forze normali e il loro impatto sulle strutture dello statore e del rotore (b) macchina C-core, mostrando come componente normale di forza rimangono racchiuse all'interno del Ccore

6.2 Attributi principali

Questa tipologia ha una serie di vantaggi rispetto agli attuali progetti senza ferro. Una macchina PM senza ferro a flusso radiale ha un grande traferro efficace. Questa macchina C-core, invece, ha una lunghezza di traferro finito e così sono possibili più elevate densità di flusso e valori di forze di traslazione.

La nuova tipologia è strutturalmente superiore ad una macchina con nucleo in ferro; in una macchina a flusso radiale convenzionale, le grandi forze normali al traferro possono agire su distanze di qualche metro dai punti di sostegno (figura 6.3 (a)). Questo implica che il rotore e le strutture dello statore devono essere rigide, grandi e pesanti; invece la nuova macchina non ha

forze sullo statore.

Sebbene le due parti del C-core sono attratte tra di loro, le forze di reazione agiscono in punti all'interno del C-core e vicino al loro punto di applicazione (Figura 6.3 (b)). È stato stimato che la massa totale del nuovo generatore potrebbe essere ridotta fino al 50% rispetto a una macchina PM con nucleo in ferro.

I C-core servono come circuito di richiusura per i magneti, che una volta attaccati non si muovono e il C-core può essere maneggiato in modo sicuro. Volendo i magneti potrebbero essere prima incollati al C-core e poi magnetizzati. Indipendentemente dal metodo di montaggio, il sistema di PM C-core è più sicuro da maneggiare rispetto a una disposizione convenzionale.

La mancanza di ferro nell'avvolgimento statorico rende l'assemblaggio meno problematico rispetto alle tradizionali macchine PM con nucleo in ferro.

6.3 Tipologia lineare

Un modulo lineare è formato disponendo due C-core faccia a faccia come mostrato in figura 6.4. La struttura del modulo completo è mostrata in figura 6.5, in cui il cuscinetto è completamente integrato nel modulo.

Il modulo rotore è completamente autoportante. Le linee tratteggiate in figura 6.4 mostrano i percorsi di flusso magnetico all'interno del modulo, ma quando i moduli sono intestati uno contro l'altro il flusso scorre anche tra i moduli, come mostrato nella figura 6.6. Flusso intra-modulo è mostrato in blu e il flusso tra i moduli è mostrato in rosso. L'analisi agli elementi finiti 3D conferma che il flusso elettromagnetico c'è sia all'interno del modulo che tra i moduli.

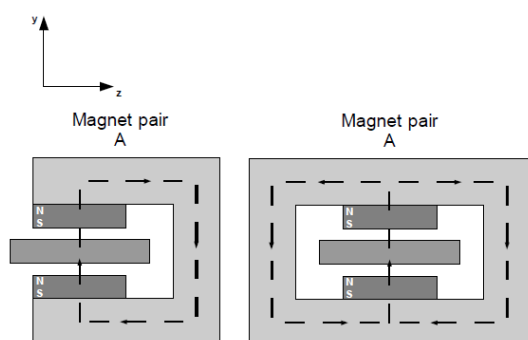


Figura 6.4: Coppia di magneti: (a) singolo modulo C-core (b) moduli C-core affiancati.

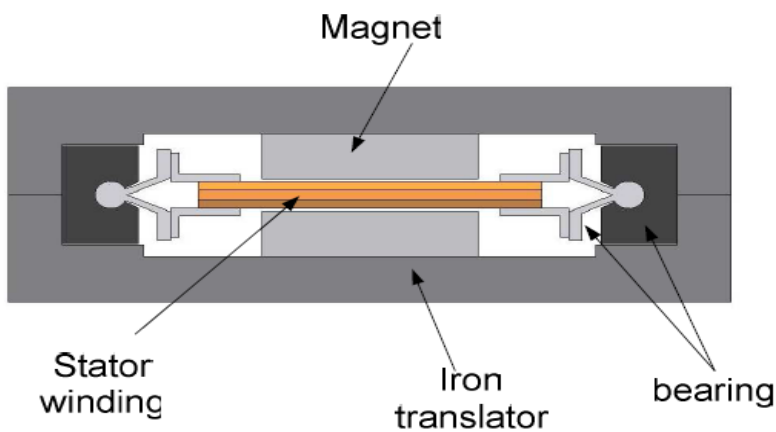


Figura 6.5: Cuscinetti integrati e avvolgimenti in aria disposti nei C-core

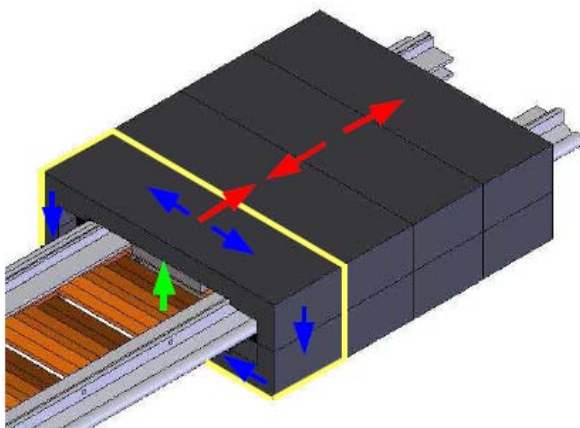


Figura 6.6: Quattro moduli di una macchina affiancati. I moduli adiacenti sono messi in contatto in modo che il flusso è libero di seguire sia la direzione xy che yz .

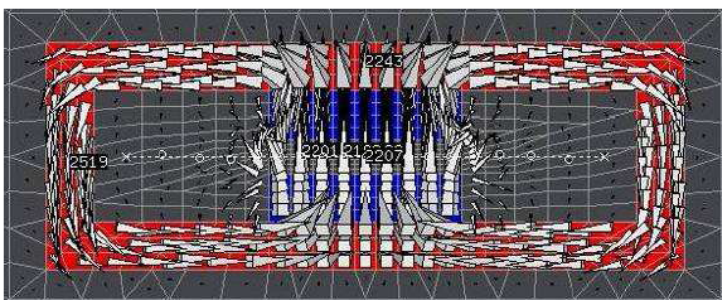


Figura 6.7: Analisi agli elementi finiti 3D di un modulo

6.4 Modellazione magnetica ^[20]

In questa sezione, un semplice approccio a parametri concentrati è utilizzato per modellizzare il circuito magnetico della nuova tipologia.

Il presupposto è che ci sono due percorsi di flusso distinti che sono modellizzati nella rete illustrata nella figura 6.8. Il flusso magnetico nel traferro, nel ferro tra i moduli e all'interno dei rami a 'C' dei moduli di base sono indicati rispettivamente ϕ_{ag} , $\phi_{st,A}$ e $\phi_{st,B}$. La riluttanza del traferro, dei magneti permanenti, del ferro tra i moduli e nel nucleo di ferro a 'C' sono denotato come S_{ag} , S_{PM} , $S_{st,A}$ e $S_{st,B}$.

Applicando la legge di Kirchoff delle correnti al flusso magnetico nel punto A in figura 6.7 si ottiene l'equazione (6.1):

$$\phi_{a,g} = 2\phi_{st,A} + 2\phi_{st,B} \quad (6.1)$$

Applicando la legge di Kirchoff delle tensioni all'anello C in figura 7 si ottengono le eq. 6.2 e 6.3

$$\frac{h_m B_{rem}}{\mu_0 \mu_r} = \left(S_{PM} + \frac{1}{2} S_{ag} \right) \phi_{ag} + \frac{1}{2} S_{st,B} \phi_{st,B} \quad (6.2)$$

$$\frac{h_m B_{rem}}{\mu_0 \mu_r} = \left(S_{PM} + \frac{1}{2} S_{ag} \right) \phi_{ag} + \frac{1}{2} S_{st,A} \phi_{st,A} \quad (6.3)$$

Combinando le equazioni (6.1-6.3) si ottiene il flusso nel traferro, tra due moduli confinanti e all'interno di una 'c' del modulo di base:

$$\phi_{ag} = \frac{S_{st,A} + S_{st,B}}{(S_{st,A} + S_{st,B}) \left(S_{PM} + \frac{1}{2} S_{ag} \right) + \frac{1}{4} S_{st,A} S_{st,B}} \frac{h_m B_{rem}}{\mu_0 \mu_r} \quad (6.4)$$

$$\phi_{st,A} = \frac{1}{2} \frac{S_{st,B}}{(S_{st,A} + S_{st,B}) \left(S_{PM} + \frac{1}{2} S_{ag} \right) + \frac{1}{4} S_{st,A} S_{st,B}} \frac{h_m B_{rem}}{\mu_0 \mu_r} \quad (6.5)$$

$$\phi_{st,B} = \frac{1}{2} \frac{S_{st,A}}{(S_{st,A} + S_{st,B}) \left(S_{PM} + \frac{1}{2} S_{ag} \right) + \frac{1}{4} S_{st,A} S_{st,B}} \frac{h_m B_{rem}}{\mu_0 \mu_r} \quad (6.6)$$

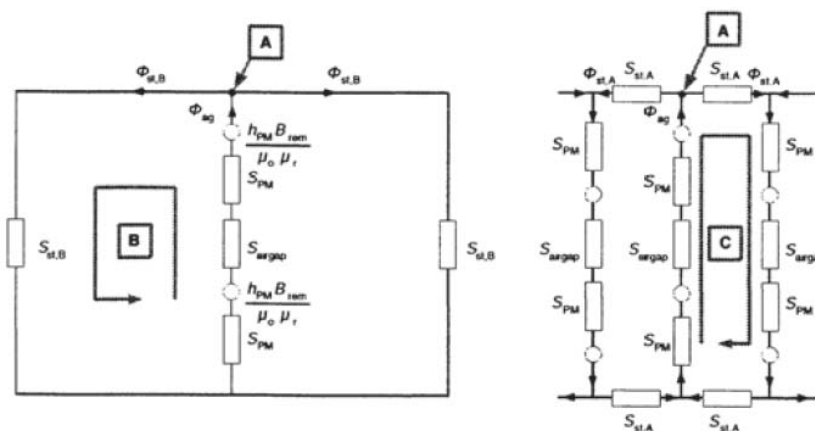


Figura 6.8: Rete magnetica con parametri concentrati

I risultati ottenuti [21] con questo modello analitico sono confrontati con quelli trovati utilizzando analisi agli elementi finiti 3D, (FEA) con il software (Opera Vector Fields). I risultati hanno mostrato che il modello analitico ha buon accordo con risultati di simulazione FEA con un errore inferiore al 5% per tutti i casi.

6.5 Modellazione termica [21]

La temperatura del sistema influenza la durata di vita del materiale isolante e la resistenza della bobina e può riguardare anche i cuscinetti e il PM.

Per calcolare le temperature delle bobine all'interno del generatore è utilizzato un modello termico a parametri concentrati.

Il trasferimento di calore di una bobina inglobata è più complesso di quello di una bobina esposta. I risultati sperimentali sono stati utilizzati per la stima dei coefficienti di scambio termico, che saranno poi utilizzati nel modello termico a parametri concentrati per trovare temperature dell'avvolgimento.

1) convezione interna. Quando la bobina è all'interno del traslatore, i percorsi di trasferimento di calore per conduzione sono attraverso i cuscinetti, lungo il blocco di bobina, o attraverso il traferro. Il trasferimento di calore nel traferro al relativamente lento traslatore avviene per conduzione e può essere facilmente calcolato. Tuttavia, è possibile migliorare l'asportazione di calore all'esterno praticando aperture nell'acciaio. Questo permetterebbe all'aria di circolare dai dintorni attraverso il traferro. La quantità di aria che può fluire sarà limitato dalla dimensione massima possibile dei fori nel materiale di supporto del cuscinetto.

2) convezione esterna. La convezione dalla superficie esposta della bobina sarà un mix di convezione naturale e forzata dovuta al movimento del traslatore. Il raffreddamento forzato può essere stimato dalle correlazioni di scambio termico e varia da un massimo di $2 \text{ W/m}^2\text{K}$ a zero quando il traslatore è fermo a fine corsa. Il raffreddamento per convezione naturale varia intorno $12\text{-}16 \text{ W/m}^2\text{K}$ ed è quindi la forma dominante di raffreddamento quando le bobine non sono racchiuse nei PM del traslatore.

3) Misura. Un statore equipaggiato con termocoppie è stato utilizzato per il prototipo da 1kW. Misure di temperatura iniziali di statore senza il traslatore sono state fatte per determinare il coefficiente di scambio termico esterno. Questi test hanno mostrato che il coefficiente di scambio termico è migliore con l'asse della bobina in verticale piuttosto che in orizzontale rispettivamente $13\text{-}16 \text{ W/m}^2\text{K}$ e $12\text{-}14 \text{ W/m}^2\text{K}$.

La rete resistiva termica per una bobina chiusa è mostrato nella fig. 6.9 (a). La conduzione è il più prevedibile metodo di trasferimento di calore in quanto le aree coinvolte sono ben definite, e la conducibilità dei materiali utilizzati è ben nota. Il trasferimento di calore per convezione comporta variabili meno definite con coefficienti modificati per soddisfare le condizioni nella regione di convezione. È stata fatta la misurazione dei coefficienti presenti nel generatore lineare C-GEN. Una corrente di 1,5 A è stata applicata per 7 ore ed è stato monitorato l'aumento di temperatura nella bobina, sulla superficie del magnete, sulla superficie dell'acciaio, sulle bobine esposte, e nell'aria circostante. La temperatura della bobina con e senza la sigillatura dello statore

è mostrata nella fig. 6.9 (b). Utilizzando i risultati dell'esperimento sono stati calcolati il coefficiente di convezione nel traferro Hag e il coefficiente di convezione dell'acciaio Hstah e i risultati sono mostrati in tabella 6.1.

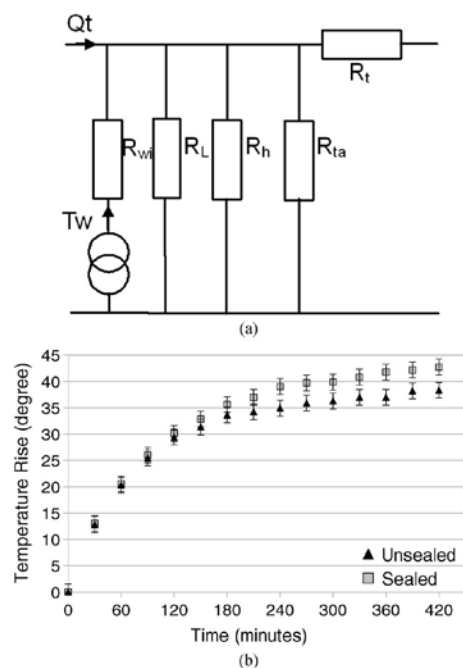


Figura 6.9: (a) Circuito termico di una bobina all'interno del trasformatore. (b) Temperatura del blocco di bobine con una corrente continua di 1.5A per fase con bobine parzialmente racchiuse nel trasformatore.

Tabella 6.1: Coefficienti di trasferimento termico misurati

	H_{ag}	H_{stah}
Measured	12.24	7.56
Maximum	13.58	9.69
Minimum	11.14	6.20

6.6 Ottimizzazione

La progettazione di un generatore che considera l'interazione tra modelli elettromagnetici, strutturali e termici, crea un modello a più variabili complesso, il cui ingresso è costituito da tutte le dimensioni geometriche. Inoltre, il generatore dovrebbe generare coppie specifiche a velocità variabile, al fine di un buon accoppiamento con il motore primo. Gli algoritmi genetici (GA) sono uno dei migliori metodi di ottimizzazione per macchine elettriche [22]. L'ottimizzazione GA può essere applicata senza utilizzare alcuna funzione derivata e ha un basso rischio di caduta in minimi locali. La parte più importante del processo di ottimizzazione è la definizione di una funzione di costo complessivo. Progetti che considerano solo la velocità e potenza nominale non possono portare alla soluzione ottimale; il progetto del generatore più efficiente o più leggero non è detto che sia la soluzione ottimale.

L'obiettivo dell'algoritmo di ottimizzazione deve essere quello di minimizzare il costo di fabbricazione e, dall'altro lato, massimizzare il reddito di generazione di energia elettrica. Gli

ingressi dell'algorithmo di ottimizzazione per una macchina lineare possono essere definiti come segue: dimensioni del generatore (lunghezza traslatore, lunghezza dello statore e il numero di macchine impilate), dimensioni nucleo a C (lo spessore del nucleo, passo polare, lacune e spessore del ferro dietro i magneti), specifiche del magnete (induzione residua, larghezza, altezza e lunghezza), e specifiche di avvolgimento (il numero di bobine, il numero di avvolgimenti, larghezza e l'altezza delle bobine). La funzione di costo è definita sopra n diversi punti operativi, come indicato in (6.7). Questi punti devono essere selezionati per rappresentare le caratteristiche di funzionamento del dispositivo a tutte le condizioni di carico:

$$F(x) = f_{material}(x) + \sum_{i=1}^n (-p_i f_{income}(x) + w_i \sum f_{penalty}(x)) \quad (6.7)$$

$f_{material}(x)$ rappresenta il costo del materiale e la fabbricazione del generatore, p_i è la densità di probabilità di ciascun punto di funzionamento e $f_{income}(x)$ è il reddito generazione di energia elettrica del generatore nel corso della vita del generatore. w_i è il fattore di moltiplicazione per la funzione penalità $f_{penalty}(x)$, che definisce i limiti per la forza traslatore, le temperature massime di magneti e bobine, le deformazioni della struttura, la massima densità di flusso nel nucleo, e la tensione massima di fase.

6.7 Modellizzazione strutturale [20]

Modellizzando la struttura magnetica del nucleo dei moduli a 'C', si ha la necessità di caratterizzare l'effetto che questa forza magnetica ha sulla struttura meccanica del nucleo a 'C'. figura 6.10 (a) mostra un modello di una trave ancorata con una flessione y causata da un carico uniformemente distribuito w .

Questa è una approssimazione del carico sulla sezione superiore del traslatore mostrato in figura 6.5, dove il carico copre la lunghezza del magnete, 1m. La maggiore deflessione è in $x = 0,5 L$, e trovata sovrapponendo i risultati di due sottomodelli di trave bloccata come mostrato nella figura 6.10 (b) e (c). Per il sottomodello 1:

$$a = \frac{L-l_m}{2} \quad (6.8)$$

E per il sottomodello 2:

$$a = \frac{L+l_m}{2} \quad (6.9)$$

La flessione di una trave ancorata è data da:

$$y = \frac{M_A x^2}{2EI} + \frac{R_A x^3}{6EI} - \frac{w}{24EI} (x - a)^4 \quad (6.10)$$

Dove la forza e il momento di reazione alla terminazione A sono:

$$M_A = \frac{-w}{12L^2} (L - a)^3 (L + 3a) \quad (6.11)$$

$$R_A = \frac{w}{2L^3} (L - a)^3 (L + a) \quad (6.12)$$

La deformazione massima, y può essere ridotta aumentando il momento d'inerzia dell'area della sezione trasversa, I . Per una sezione rettangolare uniforme, questa è la formula:

$$I = \frac{bd^3}{12} \quad (6.13)$$

Dove d è la profondità della trave.

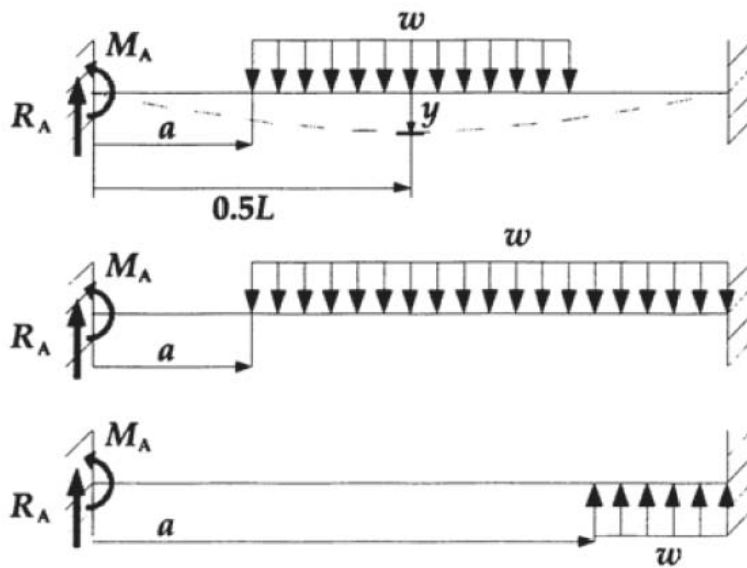


Figura 6.10: (a)Modello strutturale della flessione nel traferro. (b)Sottomodello 1. (c) Sottomodello 2.

Un aspetto di grandi macchine a magneti permanenti è la difficoltà e il costo del loro assemblaggio. Questa topologia sarà più facile e più sicura da maneggiare rispetto ai tipi di generatori esistenti perché le grandi forze di attrazione sono all'interno dei moduli, anziché tra traslatore e statore. Una volta che il modulo C-core è assemblato è facile da maneggiare. La figura 6.11 mostra dieci di questi moduli che insieme compongono il traslatore. E' stato costruito un avvolgimento avvolto in aria (altezza totale 12mm), sostenuto da un telaio in alluminio e fatto scivolare nel traferro. Possono essere utilizzati cuscinetti economici perché devono solo portare il peso degli avvolgimenti, invece che contrastare la forza normale attraente presente tra lo statore e traslatore.

Una densità di flusso al traferro di 0.82T è stata determinata dal modello agli elementi finiti 3D mostrato in figura 6.7. Un gaussmetro Hirst GM04 ha dato una densità di flusso di picco a vuoto nel traferro di 0,80-0,83 T. La modellizzazione strutturale dà una deflessione di $1,2 \times 10^{-2}$ mm per $w = 21.3\text{kN} / \text{m}$, $l_m = 80$ mm, $L = 250$ mm ed $E = 200$ GPa. Il traferro è di 1 mm, quindi una barra

piatta (diciamo, 15 × 80 mm) potrebbe essere usata per ottenere una macchina leggera.

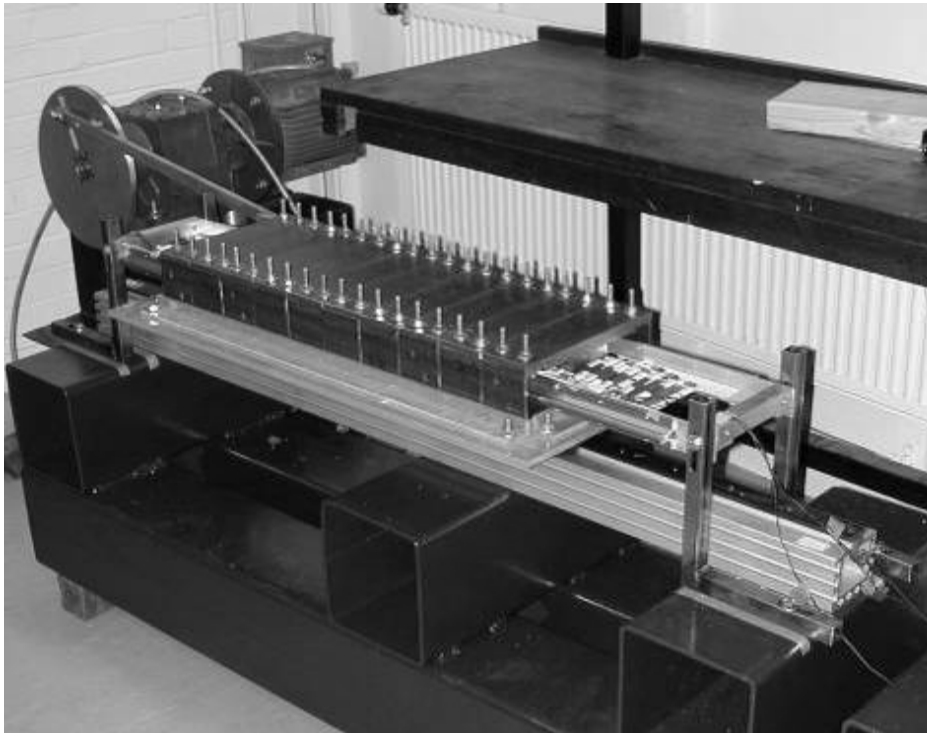


Figura 6.11: Piccolo prototipo di macchina sul banco prova.

6.8 Prototipo da 50 kW [21]

Un prototipo di generatore lineare C - GEN da 50 kW è stato costruito e testato. La macchina è stata prodotta da Fountain Design Ltd. nella contea di Durham, UK. I principali parametri del progetto finale sono riportati in tabella 6.2.

Tabella6.2: Prototipo di generatore lineare da 50kW.

Peak Power Output	50 kW
RMS Power Output	25 kW
Peak Velocity	2 m/s
Maximum Stroke	2 m
RMS Efficiency (at full load)	65%
Phase Voltage (RMS)	139 V
Phase Current (RMS)	40 A
Pole Pitch	75 mm
Coil Pitch	100 mm
Number of Poles	28
Number of Coils	42

6.8.1 Costruzione e installazione

La figura 6.12 (a) mostra tre bobine montate in un stampo per impregnazione in resina epossidica per formare un singolo blocco di avvolgimenti di statore. I blocchi di statore sono stati montati su guide della piattaforma di test, come mostrato in figura 6.12 (b). Poiché non ci sono forze magnetiche di attrazione tra il modulo C e lo statore, un paranco è stato utilizzato per l'assemblaggio, come mostrato in figura 6.12 (c).

La sezione di bobina è realizzata più lunga, rispetto ai magneti, per il suo basso costo. Questa disposizione richiede che le bobine al di fuori della sezione di magneti siano scollegate per evitare il passaggio di corrente con relative perdite joule.

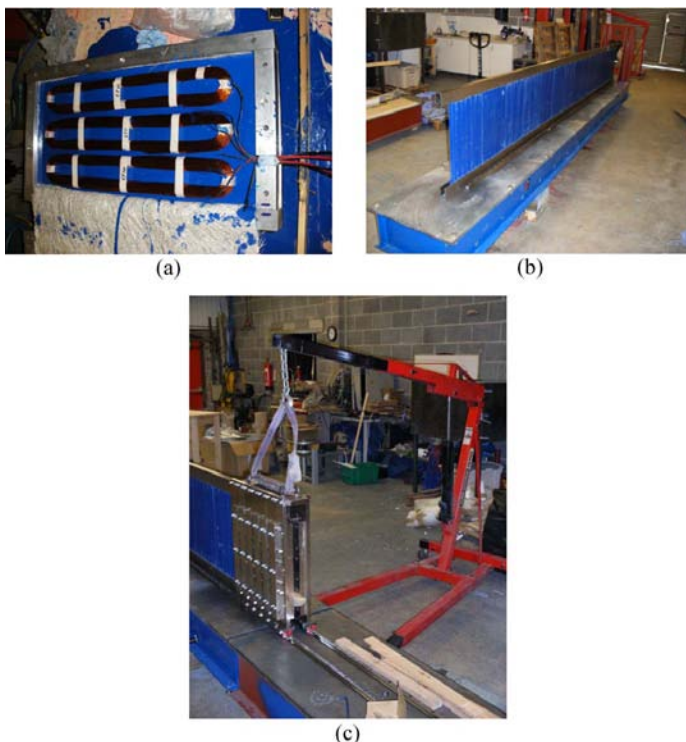


Figura 6.12: (a) Avvolgimenti preparati per lo stampo. (b) Avvolgimenti di statore stampati e assemblati. (c) Montaggio dei moduli a C usando un paranco.

A ciascuna bobina sono collegati interruttori elettronici, che collegano o scollegano le bobine a seconda della posizione del traslatore utilizzando un sistema di controllo collegato un trasduttore di posizione. La commutazione è affidata ai triac in quanto sono relativamente poco costosi e facili da controllare. Un triac si accende quando viene applicato un impulso alla sua porta e si spegne quando sia la corrente che la tensione passano dallo zero. Questo permette all'unità di controllo di scollegare la bobina in questione appena passa all'esterno del traslatore. La fig.6.13 (a) mostra una foto del gruppo finito e sono indicati gli elementi principali del sistema. La fig. 6.13 (b) mostra il prototipo finito, installato pronto per i test. Il generatore lineare è azionato con un pistone idraulico, che è montato, come mostrato in fig.6.13 (b).

Un sensore di spostamento viene utilizzato per monitorare la posizione del traslatore e

determinare gli impulsi ai triac. Gli impulsi di controllo ai Triac sono generati con un microcontrollore MegaArduino, che ha sufficienti uscite digitali per operare con 42 bobine ed è programmato facilmente in C. Per un dispositivo su grande scala, potrebbe essere utilizzata un'unità dedicata di controllo industriale(PLC).

Il microcontrollore utilizza un array di transistor e un accoppiatore ottico per il circuito di comando del triac. Il generatore lineare è connesso con un carico resistivo trifase. Le misurazioni sono effettuate utilizzando un oscilloscopio digitale. Uno schema dell'apparato sperimentale è dato in fig. 6.13 (c).

6.8.2 Prova a vuoto

Il generatore è stato testato a vuoto a varie velocità con un profilo di spostamento sinusoidale utilizzando un sistema di controllo idraulico. La forma d'onda di tensione indotta è presentata nella fig.6.14 (a). In media, il rapporto della tensione picco-picco rispetto alla velocità lineare è di 232 V per ogni 1 m/s. Nella fig.6.14 (b), la tensione a vuoto viene confrontata con il modello analitico per un picco velocità di 1,5 m/s ed una corsa di 1,5 m. Il confronto inizialmente è molto buono, ma poi si discosta. Questo è dovuto al banco di prova che non è in grado di raggiungere queste velocità elevate con un profilo sinusoidale il quale era stato usato nelle simulazioni. Infatti il profilo di velocità è visibile in fig.6.14 (c). Tuttavia, il confronto dei principali valori riportati nella tabella 6.3 mostra un buon accordo tra risultati simulati e misurati.

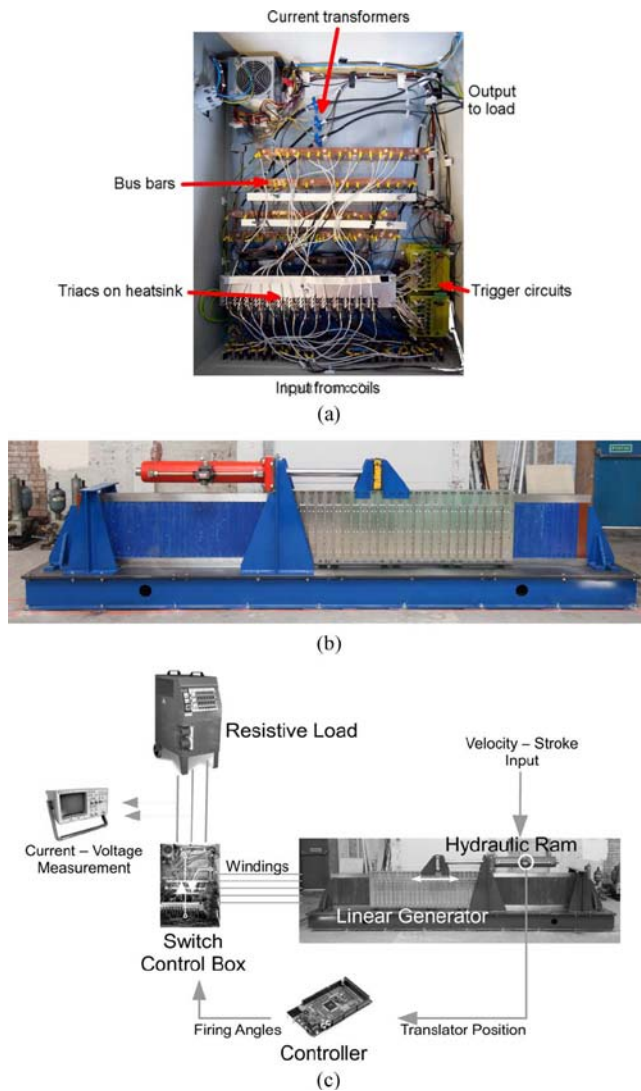


Figura 6.13: (a)Foto dell'unità di controllo completa. (b) Prototipo completo sul banco prova. (c) Schema dell'apparato sperimentale.

6.8.3 Test di carico

E' stato utilizzato un carico resistivo trifase per mettere a carico la macchina lineare. La macchina è a mezzo carico a 1.5 m/s di velocità e con una corsa di 1,5 m.

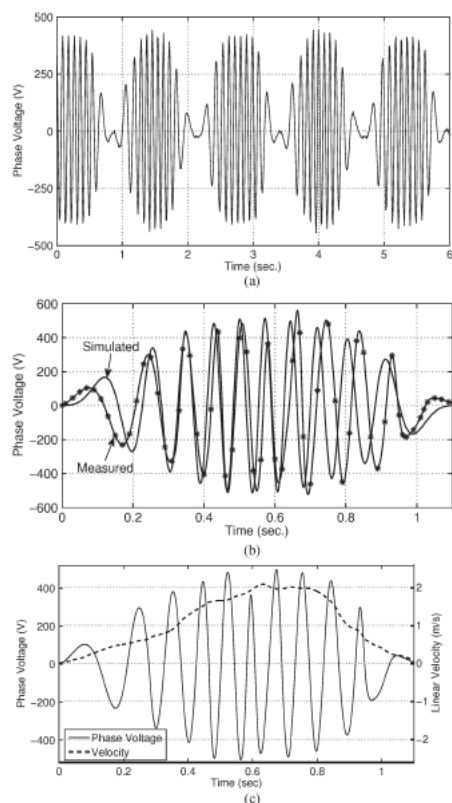


Figura 6.14: (a) Tensione a vuoto con una velocità di picco di 1.88 m/s e una corsa di 1.5 m. (b) Confronto tra tensioni a vuoto sperimentale e simulata con una velocità di 2 m/s e una corsa di 1.5 m. (c) Tensione a vuoto e profilo di velocità.

Tabella 6.3: Confronto a mezzo carico, 1.5 m/s e corsa 1.5m

	Simulated	Measured	
Peak Phase Voltage	279	272	V
Peak EMF Voltage	364	NA	V
Peak Phase Current	49	46	A
Peak Input Power	29	27.8	kW
Average Output Power	10.4	12.8	kW
Peak Output Power	20.5	22.3	kW
Average Efficiency	70.0	72.8	(%)
Average Force	13.8	17.3	kN
Peak Force	19.4	23.5	kN
Coil Temp Rise	81	NA	deg.

Le forme d'onda della tensione e della corrente di fase con il carico resistivo sono in fig. 6.15 (a). Va notato che i risultati misurati non si presentano sinusoidali il che è dovuto al basso campionamento dell'unità di acquisizione dati utilizzata e al profilo di velocità del sistema idraulico non sinusoidale.

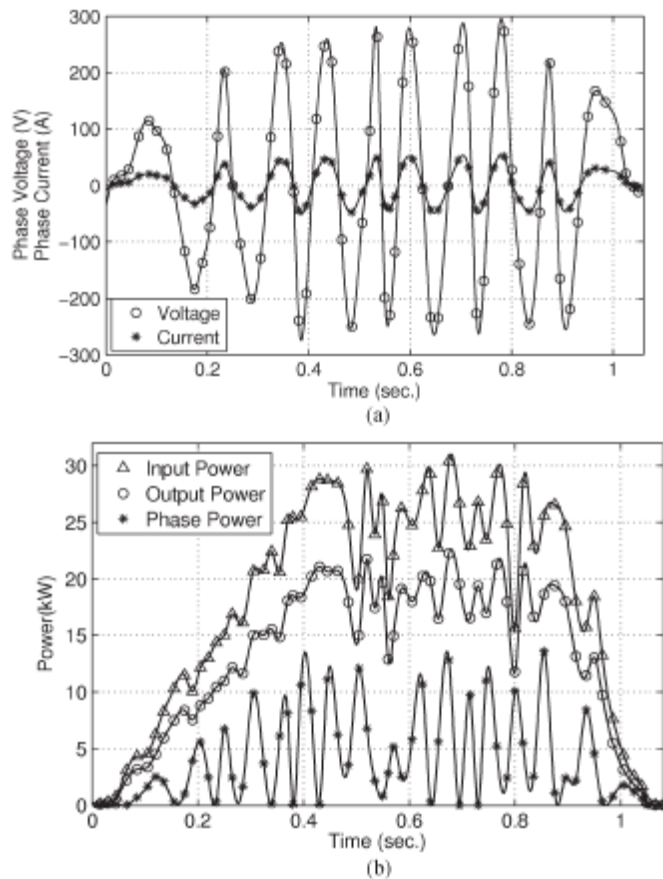


Figura 6.15: (a) tensione di fase e corrente a mezzo carico, 1,5 m / s, ed una corsa di 1,5 m. (b) forme d'onda della potenza a mezzo carico, 1,5 m / s, ed una corsa di 1,5 m.

La figura 6.15 (b) mostra la potenza di fase, la potenza totale di uscita elettrica, e la totale potenza assorbita (calcolata sommando la perdita I^2R alla potenza elettrica). L'efficienza media di questa condizione di esercizio è calcolata ed è circa 72,8%, mentre l'efficienza della simulazione è il 70%. I dati misurati e simulati per un picco di velocità di 1,5 m/s ed una lunghezza della corsa di 1,5 m sono confrontati nella tabella 6.3.

6.9 Confronto con un altro generatore [23]

Viene fatto un confronto tra le masse delle varie componenti di un generatore con nucleo in aria tubolare e il C-gen. La ripartizione delle masse dei componenti è fornito nella tabella 6.4.

Tabella 6.4: Confronto tra un generatore tubolare PM con nucleo in aria tradizionale e il C-gen.

	Tubolare PM air -core	C-GEN

Massa PM (kg)	22	7
Massa rame (kg)	18	8
Massa ferro (kg)	23	60
Massa totale (kg)	73	75
Costo del materiale (£)	666	247

È interessante notare che le masse sono simili. Entrambe le macchine sono macchine avvolte in aria, ma la nuova tipologia è elettromagneticamente più efficace, ciò si vede nella differenza di massa del magnete e del rame.

Il magnete permanente è il materiale più costoso quindi nel complesso la nuova topologia avrà costi dei materiali significativamente inferiori.

CAPITOLO 7

Sviluppo di una nuova tipologia di generatori lineari [24]

La tipologia studiata da Muller illustrata nel capitolo precedente e riportata in fig. 7.1 è stata sviluppata ulteriormente, sistemando una serie di questi traslatori con doppio magnete al fine di creare una tipologia tubolare come in fig. 7.2 (a). I gioghi vengono rimossi come visto in fig. 7.2 (b), ed i magneti adiacenti tra loro sullo stesso piano trasversale sono sostituiti con un singolo magnete come visto in fig. 7.2 (c). Il flusso di qualsiasi magnete ora circola intorno alla macchina in un piano trasversale, invece di richiudersi con l'adiacente sul piano longitudinale.

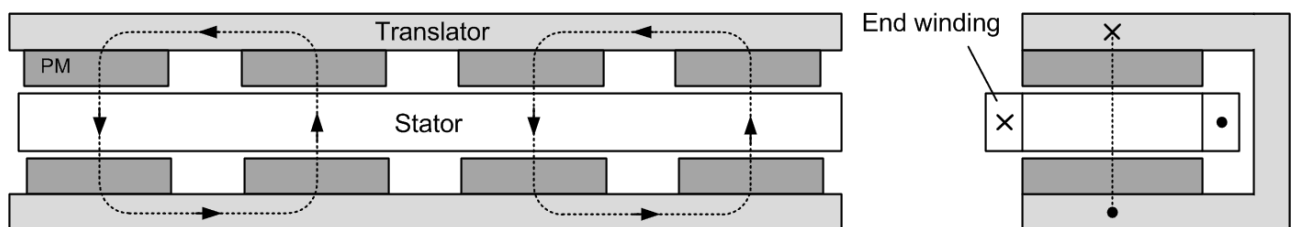


Figura: 7.1 Tipologia statore / traslatore doppia faccia lineare.

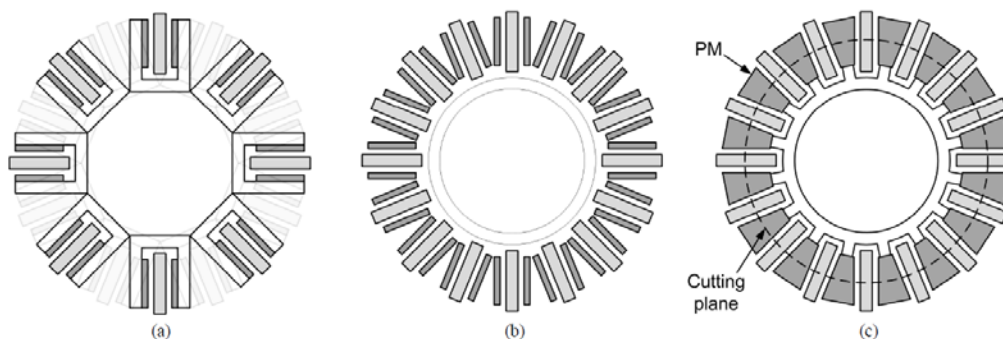


Figura 7.2: Sviluppo di una nuova tipologia di generatore lineare dalla topologia LDS.

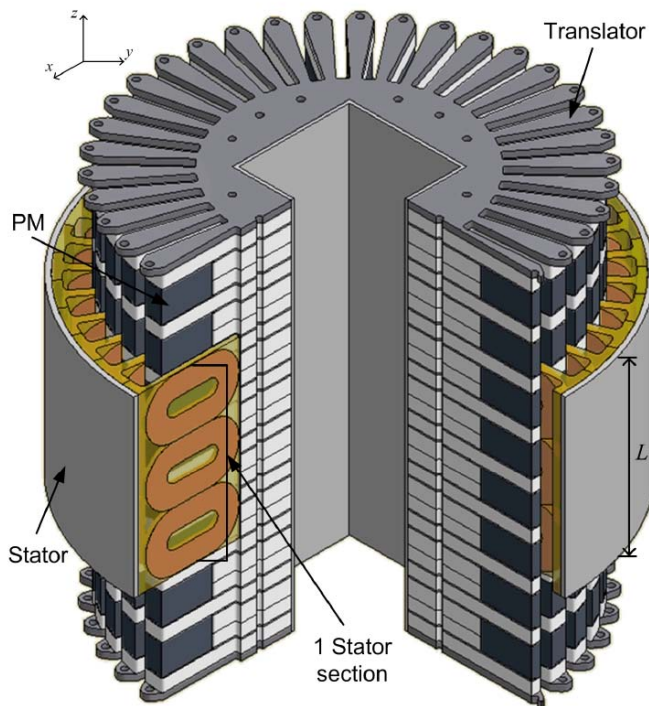


Figura 7.3: vista tridimensionale dello spaccato del generatore lineare con nucleo in aria.

I vantaggi di questa soluzione sono:

- La rimozione di gioghi d'acciaio nel traslatore, che è una fonte di perdite e un'aggiunta alla massa strutturale.
- La risultante delle forze normali magnetiche su ogni magnete saranno idealmente zero. In pratica questo significherebbe che un magnete deve essere posizionato esattamente a metà tra i magneti adiacenti, questo non è possibile a causa di tolleranze di fabbricazione. Tuttavia, con un buon grado di precisione di fabbricazione la forza normale risultante su ciascun magnete sarà ancora vicino a zero, il che significa che la massa strutturale necessaria per mantenere il magnete in posizione può essere ridotta drasticamente.

Lo statore ora consiste di un certo numero di sezioni identiche posta attorno alla circonferenza della macchina come in fig. 7.3.

7.1 Modellizzazione analitica

Viene introdotto un piano di taglio radiale in corrispondenza dello spessore medio h_m del magnete come mostrato in fig. 7.2 (c).

Questo piano radiale viene svolto linearmente e rappresentato in un modello planare 2-D come mostrato in fig. 7.4 (a), visto dal lato.

Questo modello sostanzialmente rappresenta una macchina LDS (linear double side), e come tale

tante equazioni di analisi possono essere derivate dalla letteratura.

Il generatore può essere rappresentato da un modello classico a parametri concentrati di una macchina sincrona come in fig. 7.5. Il generatore di tensione E_g rappresenta la forza elettromotrice indotta negli avvolgimenti dovuta alla variazione del flusso magnetico dei magneti, mentre R_s ed L_s rappresentano la resistenza e l'induttanza di fase sincrone degli avvolgimenti. La resistenza di fase rappresenta la principale fonte di perdite nella macchina. Nelle macchine avvolte in aria le perdite per correnti parassite nei conduttori di rame possono anche essere significative, e possono essere rappresentate dalla resistenza parallela R_{ec} .

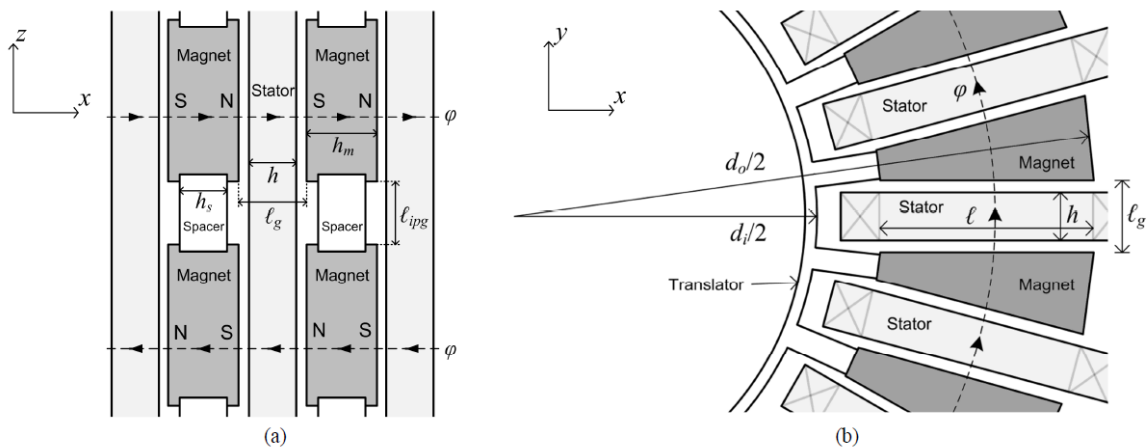


Figura 7.4: (a) modello bidimensionale della macchina, (b) vista dall'alto della macchina in cui sono riportate le dimensioni.

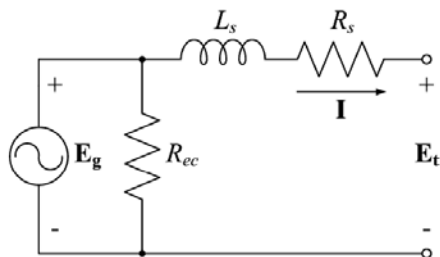


Figura 7.5: circuito equivalente di una fase del generatore sincrono con nucleo in aria.

7.1.1 Layout dell'avvolgimento di statore

Gli avvolgimenti statorici possono essere sovrapposti o non sovrapposti (NO). Avvolgimenti NO (in letteratura indicati anche come avvolgimenti concentrati), come mostrato ad esempio nella fig. 7.6, sono particolarmente attraenti per la loro facilità di fabbricazione e in quanto risultano di spessore ridotto. Le terminazioni degli avvolgimenti risultano corte perciò viene usato meno rame, il che riduce i costi e le perdite nel rame nella macchina.

In [25] si mostra che fino al 50% in meno di rame viene utilizzato per avvolgimenti NO con nucleo in aria di rispetto ad un avvolgimento sovrapposto. È stato anche dimostrato che il fattore di avvolgimento da solo non determina la prestazione dell'avvolgimento NO in aria, ma che il

rapporto fra le larghezze periferiche di lato di matassa e l'intera bobina ($\kappa = \theta_r / \theta_c$ da fig. 7.6), svolge un importante ruolo [25]; si dimostra che un rapporto polo/bobina di 4/3 in combinazione con $\kappa = 0.37$, danno un conseguente fattore di avvolgimento $k_{w1} = 0,875$; questo risultato garantisce basse perdite nel rame quindi alta efficienza.

Considerando la tipologia della nuova macchina, è chiaro che al diametro interno è essenziale disporre un avvolgimento con sporgenza più piccola possibile al fine di adottare il numero massimo di sezioni statore nella macchina.

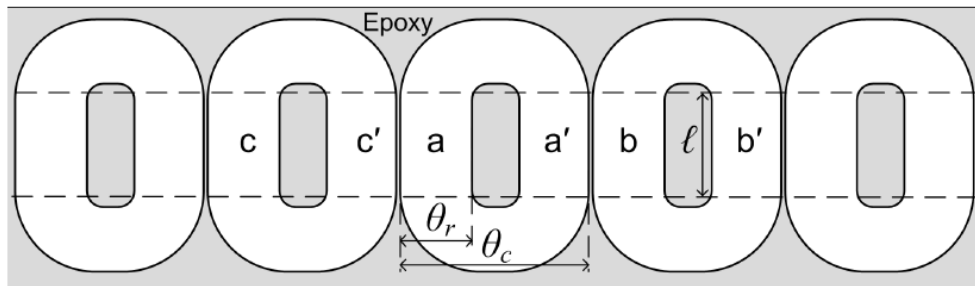


Figura 7.6: Disposizione degli avvolgimenti dello statore avvolti in aria non sovrapposti.

7.1.2 Fem indotta

La FEM in una sezione di statore può essere calcolata dalla legge di Faraday dell'induzione elettromagnetica per il layout di avvolgimento specificato nella sezione precedente, si ottiene

$$e_g(t) = E_p \cos(\omega t) \quad (7.1)$$

Il valore di picco, E_p , della fem indotta è dato come

$$E_p = \frac{2\omega q B_p l L n k_w}{\pi p a} \quad (7.2)$$

dove q è il numero di bobine per fase, B_p è il valore di picco dell'induzione al traferro, l è la lunghezza attiva di avvolgimento (come in fig. 7.6), L è la lunghezza attiva dello statore (come mostrato in fig. 7.3), N è il numero di spire per bobina, k_w è il fattore di avvolgimento, a è il numero di vie in parallelo ed ω è la frequenza angolare elettrica.

7.1.3 Resistenza di fase

La resistenza di fase di una sezione di statore può essere calcolata come:

$$R_s = \frac{N^2 q \rho_{cu} (2l + l_e)}{a^2 k_f h w} \quad (7.3)$$

dove w è la larghezza laterale bobine in metri, h è lo spessore della bobina in metri, k_f è il fattore di riempimento di rame, ρ_{cu} è la resistività del rame e l_e è la lunghezza delle teste di matassa, che può essere calcolato come:

$$l_e = \frac{2\theta_c L}{\pi p} (1 - 0.586k) \quad (7.4)$$

Le perdite nel rame del LG possono ora essere calcolate come

$$P_{cu} = 3I^2 R_s \quad (7.5)$$

7.1.4 Resistenza e correnti parassite

Il flusso magnetico variabile induce correnti parassite indesiderate nei conduttori in rame. La perdita di potenza derivanti da queste correnti parassite può essere calcolata come

$$P_{ec} = 1.7NQn_c \frac{2\pi l d_w^4 B_p^2 \omega^2}{32\rho_{cu}} \quad (7.6)$$

dove N è il numero di fili paralleli per conduttore e d è il diametro del filamento. La resistenza di perdita può quindi essere calcolata da (7.2) e (7.6) come:

$$R_e = \frac{3E_p^2}{P_{ec}} \quad (7.7)$$

7.1.5 Induttanza sincrona

E' generalmente difficile trovare un'espressione analitica accurata per il calcolo dell'induttanza degli avvolgimenti avvolti in aria. La disposizione specifica delle bobine dello statore del nuovo LG rende particolarmente difficile ricavare un'espressione analitica per l'induttanza. Tuttavia, l'induttanza sincrona di macchine avvolte in aria è generalmente molto più piccola rispetto alle macchine con nucleo in ferro, e poiché questa macchina sarà operativa a basse frequenze, la reattanza sincrona data dalla $X_s = \omega L_s$ dovrebbe essere molto piccolo. Si è quindi deciso di ignorare l'induttanza nel modello analitico e di determinare piuttosto l'induttanza tramite metodi a elementi finiti.

7.1.6 Induzione al traferro

Si è deciso di utilizzare un semplice modello a parametri concentrati per il calcolo della densità di flusso al traferro. Considerando un singolo magnete, si presume che non vi siano perdite di flusso, cioè tutto il flusso ϕ_m del magnete attraversa il traferro. Viene utilizzata un valore di riluttanza costante sia per il magnete (σ_m) sia per il traferro (σ_g), date da:

$$\sigma_m = \frac{h_m}{\mu_{rec} A_m} \quad \text{e} \quad \sigma_g = \frac{h_g}{\mu_0 A_g} \quad (7.8)$$

dove μ_{rec} è la permeabilità dei magneti, μ_0 è la permeabilità di aria e A_m e A_g è la superficie della sezione trasversale rispettivamente del magnete e del traferro. L'ipotesi fatta è dunque che la MMF attraverso il magnete ed attraverso il traferro è costante. L'induzione al traferro (B_p) e l'induzione nel magnete (B_m) si presume siano uniformi e date da:

$$B_p = \frac{\varphi_m}{A_g} \quad \text{e} \quad B_m = \frac{\varphi_m}{A_m} \quad (7.9)$$

La MMF F_m generata da un PM può essere data come:

$$F_m = H_c h_m \quad (7.10)$$

dove H_c è la coercitività magnete. Il circuito magnetico è mostrato nella fig. 7.7 rappresenta un magnete ed un traferro.

Per completare il circuito magnetico, devono essere collocati in serie n_s (il numero di sezioni di statore) di questi circuiti per rappresentare il percorso completo in cui scorre il flusso magnetico. L'applicazione della legge di Kirchoff delle tensioni al circuito dà:

$$n_s H_c h_m = n_s \varphi_m \left(\frac{h_m}{\mu_{rec} A_m} + \frac{l_g}{\mu_0 A_g} \right) \quad (7.11)$$

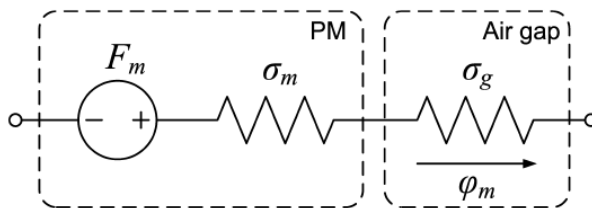


Figura 7.7: circuito equivalente magnetico di un magnete e un traferro.

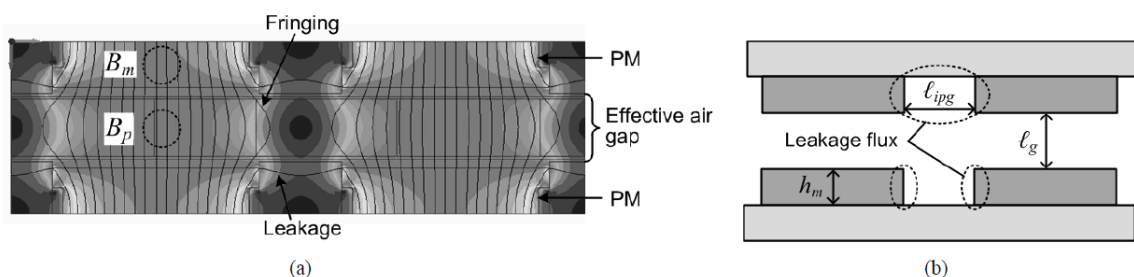


Figura 7.8: (a) Simulazione agli elementi finiti che mostra le frange e il flusso disperso. (b) i due tipi di perdite flusso presenti nelle macchine avvolte in aria.

Sostituendo $\mu_{rec} = B_r / H_c$ e (7.9) nella (7.11) e semplificando dà:

$$H_c h_m = B_m \left(\frac{H_c}{B_r} \right) h_m + B_p \left(\frac{1}{\mu_0} \right) l_g \quad (7.12)$$

La figura 7.8 (a) rivela che il picco di induzione al traferro si verifica lungo il centro del magnete come previsto.

Si può anche notare dalle linee di flusso che in questo punto, B_p è fondamentalmente la stessa B_m . È pertanto valido ritenere che $B_m = B_p$ in (7.12). Con questa sostituzione si otterrà l'induzione di picco al traferro:

$$B_p = \frac{\mu_0 h_m B_r H_c}{\mu_0 h_m H_c + l_g B_r} \quad (7.13)$$

Si noti che, nella nuova tipologia, c'è un magnete di altezza media h_m per traferro lunghezza l_g . Questo è diverso dal normale topologia LDS dove ci sono 2 magneti di altezza h_m per un traferro di lunghezza l_g . Per il nuovo LG vige il vincolo dimensionale:

$$h_m > l_g \quad (7.14)$$

Inoltre si deve anche rispettare:

$$l_{ipg} = \frac{l}{p} (1 - \tau_m) > l_g \quad (7.15)$$

dove τ_m è la larghezza del magnete in p.u. dato come $\tau_m = \theta_m / \theta_p$ (θ_m è la larghezza magnete e θ_p è la larghezza poli). Un valore tipico di τ_m che può essere utilizzato nella progettazione è $\tau_m = 0.7$.

7.1.7 Massa attiva

È utile essere in grado di calcolare la massa dei materiali attivi nella macchina, al fine di calcolare la forza o potenza per unità di massa attiva. Dalle dimensioni della nuova macchina, la massa magnete e rame rispettivamente possono essere calcolate come:

$$M_m = n_s \gamma_{fe} \tau_m h_m l L \quad (7.16)$$

e

$$M_{cu} = n_s \gamma_{cu} \kappa k_f h l L (2 + \delta) \quad (7.17)$$

dove γ_{fe} e γ_{cu} sono rispettivamente la densità del materiale magnetico e del rame e $\delta = l_e / l$.

7.1.8 Diametro esterno e interno

Un'approssimazione del diametro esterno ed interno del nuovo LG, come si vede in fig. 7.4 (b), è rispettivamente dato da:

$$d_o = \frac{n_s}{\pi} (l_g + h_m) + l \quad (7.18)$$

e

$$d_i = d_o - 2 \left[l + \left(\frac{4\kappa L}{3p} \right) \right] - g \quad (7.19)$$

dove g è il traferro meccanico tra lo statore e traslatore.

7.2 Procedura di ottimizzazione^[26]

Come discusso sopra, una combinazione polo / bobina di 4/3 con $\kappa = 0,37$ danno un risultato ottimale per le perdite nel rame, indipendentemente dalle dimensioni della macchina; questi valori vengono quindi utilizzati nella progettazione. Nella procedura di ottimizzazione proposta, il modello matematico come presentato nella precedente sezione è ulteriormente sviluppato in modo tale che possano essere ottenute le dimensioni ottimali per minimizzare i costi connessi al materiale attivo della macchina, a determinate prestazioni. Si dimostra che tutte le dimensioni della macchina possono essere calcolate una volta che vengono scelti i valori di sole quattro variabili.

7.2.1 Specifica delle prestazioni

Si è già detto che il generatore lineare opera ad una velocità che varia continuamente. Al fine di effettuare il progetto per un certa potenza media, si ipotizzano una velocità e una forza costante, pari a $v_s = V_p / \sqrt{2}$ e $F_{dt} = F_p / \sqrt{2}$, rispettivamente. Le specifiche del generatore lineari sono date in termini di potenza media richiesta P_{dt} , velocità media v_s , ed efficienza η .

I parametri dimensionali del generatore da ottimizzare sono lunghezza attiva L , lunghezza avvolgimento attivo ℓ , altezza statore h , altezza media magnete h_m , e il diametro interno ed esterno. I parametri dimensionali dipendono dalla scelta del numero di sezioni di statore n_s , la densità di corrente J_{rms} , e il numero di poli attivi p ; anche questi parametri aggiuntivi fanno parte della ottimizzazione.

I parametri di efficienza, parametri dimensionali e i parametri addizionali da ottimizzare sono ora, rispettivamente, definiti con le matrici \mathbf{U} , \mathbf{X}_1 , \mathbf{X}_2 come:

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} P_{dt} \\ v_s \\ \eta \end{bmatrix}; \quad \mathbf{X}_1 = \begin{bmatrix} L \\ \ell \\ h \\ h_m \\ d_i \\ d_o \end{bmatrix}; \quad \mathbf{X}_2 = \begin{bmatrix} n_s \\ J \\ p \end{bmatrix}. \quad (7.20)$$

Riconoscendo che ciascuna delle sezioni statore è identica, la potenza generata P_d in una sezione dello statore può essere calcolata come $P_d = P_{dt} / n_s$. Inoltre, altri due parametri di prestazione

richiesti sono definiti per una sola sezione di statore cioè la spinta sviluppata F_d e la perdite di rame PCU. La specifica riguardante le prestazioni può essere espressa

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} F_d(\mathbf{X}_1, \mathbf{X}_2) \\ P_{cu}(\mathbf{X}_1, \mathbf{X}_2) \end{bmatrix} = \frac{1}{n_s} \begin{bmatrix} 1/v_s \\ k(1 - \eta) \end{bmatrix} P_{dt} \quad (7.21)$$

dove $k < 1$ è il rapporto tra le perdite rame e le perdite totali nella macchina. Come spiegato prima, solo le perdite rame e le perdite per correnti parassite negli avvolgimenti dello statore sono considerate e quindi k è dato da:

$$k = \frac{P_{cu}}{P_{cu} + P_e} \quad (7.22)$$

Si può vedere dalla (7.6) che il fattore determinante per P_e è il diametro del filo d_w .

7.2.2 Calcolo della spinta

La spinta sviluppata per una sezione di statore può essere espresso come:

$$F_d = k_w C_1 K_1 \quad (7.23)$$

La costante di macchina C_1 è data da:

$$C_1 = B_p 1 \sqrt{\frac{2\kappa k_f P_{cu}}{\rho_{cu}}} \quad (7.24)$$

La variabile K_1 , che è funzione della sola X_1 è data da:

$$K_1 = \sqrt{\frac{hLL}{(2+\delta)}} \quad (7.25)$$

dove δ è il rapporto tra lunghezza delle teste di matassa e lunghezza attiva dell'avvolgimento di statore dato da:

$$\delta = \frac{l_e}{l} \quad (7.26)$$

Si può notare che K_1 può ora essere calcolato dalla forza richiesta di (7.21) e da (7.23) e (7.24) come:

$$K_1 = \frac{F_d}{k_w C_1} \quad (7.27)$$

7.2.3 Calcolo della perdita nel rame

Le perdite rame possono essere espresse come:

$$P_{cu} = K_2 C_2 \quad (7.28)$$

dove C_2 è un'altra costante di macchina data da:

$$C_2 = \kappa k_f \rho_{cu} J^2 \quad (7.29)$$

La costante di macchina K_2 , che è in funzione della X_1 , è data da:

$$K_2 = h l L (2 + \delta) \quad (7.30)$$

Simile a (7.27), K_2 può ora essere calcolato dalle perdite nel rame (7.21) e da (7.28) e (7.29) come:

$$K_2 = \frac{P_{cu}}{C_2} \quad (7.31)$$

7.2.4 Calcolo dei parametri dimensionali

Le equazioni delle due sezioni precedenti possono essere manipolati per trovare lunghezza attiva dell'avvolgimento dello statore l come:

$$l = \frac{2\theta_c L}{\pi p (K_3 - 2)} (1 - 0.586\kappa) \quad (7.32)$$

dove K_3 è definito come:

$$K_3 = \frac{\sqrt{K_2}}{K_1} \quad (7.33)$$

Secondo (7.32), e poiché i valori ottimali per θ_c e κ sono noti, esiste un valore unico di l per una data combinazione di L , p , J , e la ns . Quindi, se L , p , J , e NS sono scelti, l può essere determinato dalla (7.32). Inoltre, con l noto, h può essere determinata da (7.25) o (7.30).

Riordinando (7.13), l'altezza media magnete può essere calcolata come:

$$h_m = \frac{B_p l g}{\mu_0 H_c (1 - \frac{B_p}{B_r})} \quad (7.34)$$

Il valore richiesto di B_p è selezionato nel progetto.

Un'approssimazione del diametro esterno e interno della macchina è dato dalla (7.18) e (7.19).

Con i valori di l , H , e h_m già calcolati in (7.32), (7.30) e (7.34), d_o e d_i possono essere facilmente trovati da (7.18) e (7.19).

7.2.5 Calcolo della massa attiva

La massa attiva si compone dei PM e del rame di statore. La massa PM è data da:

$$M_m = \gamma_{fe} \tau_m h_m l L \quad (7.35)$$

Un valore tipico della larghezza in p.u. del PM che può essere utilizzato nel disegno è $\tau_m = 0.7$. La massa di rame è data dalla (7.17) che ripresentiamo:

$$M_{cu} = \gamma_{cu} \kappa k_f h l L (2 + \delta) = \gamma_{cu} \kappa k_f K_2 \quad (7.36)$$

Sostituendo la (7.29) e (7.31) nella (7.36) si ottiene l' equazione per la massa di rame come:

$$M_{cu} = \frac{P_{cu} \gamma_{cu}}{\rho_{cu} J^2} \quad (7.37)$$

Si può notare che la massa di rame è indipendente da X_1 e solo una funzione di n_s e J di X_2 . Con tutti i parametri di X_1 e X_2 noti, la massa attiva del generatore può essere calcolato da (7.35) e (7.37).

7.2.6 Vincoli dimensionali

Per assicurare il minimo valore del flusso di dispersione tra magneti adiacenti, la progettazione della macchina viene sottoposto ai vincoli dimensionali di (7.14) e (7.15). Per scopi di costruzione, è anche importante garantire che l'altezza minima magneti è superiore all'altezza del separatore h_s come:

$$h_{mi} = \frac{\pi}{n_s} (d_o - 2l) - l_g > h_s \quad (7.38)$$

7.2.7 Procedura di ottimizzazione

La funzione obiettivo $F(X_1, X_2)$ che deve essere minimizzata nella ottimizzazione del progetto, fatte salve le limitazioni di prestazioni di (7.20) ed i vincoli dimensionali (7.14), (7.15) e (7.38), può ora essere espressa come:

$$F(X_1, X_2) = w_1 M_m(X_1, X_2) + w_2 M_{cu}(X_2) \quad (7.39)$$

dove w_1 e w_2 sono fattori di peso. Assegnando a w_1 e w_2 il prezzo per kg del materiale di PM e rame. La funzione obiettivo rappresenta il costo della macchina in funzione del materiale attivo. Ad essa può, tuttavia, essere necessario aggiungere un fattore dei costi di manodopera associato alla massa di rame e magneti, che tenga conto dell'avvolgimento per il rame e del fissaggio dei magneti. Avvolgimento dello statore potrebbe essere notevolmente più costoso del fissaggio per i magneti, a seconda del tipo specifico di macchina. Per fattorizzare questi costi sarà necessaria una conoscenza delle modalità e dei tempi di produzione; queste informazioni non sono quasi mai disponibili in fase di sviluppo, ma dovrebbero essere considerate.

Questo relativamente semplice modello analitico consente di ottenere dimensioni ottimali tramite una procedura di ottimizzazione esaustiva. Tale procedura consente di scorrere attraverso tutte le possibili combinazioni delle variabili di ingresso (X_2 e L) per trovare il valore minimo della funzione di costo. Per fare questo è stato utilizzato il programma Python. Per ciascuna combinazione delle variabili di input, sono controllati i vincoli (34) e (35); la funzione obiettivo viene calcolata solo se i vincoli non siano violati. Attraverso ogni iterazione valida, i valori di X_1 e

X_2 sono memorizzati se $F(X_1, X_2)$ è inferiore alla precedente iterazione. Le dimensioni ottimali sono quindi semplicemente recuperate dalla memoria quando termina il programma. Il diagramma di flusso del programma è mostrato in fig. 7.9.

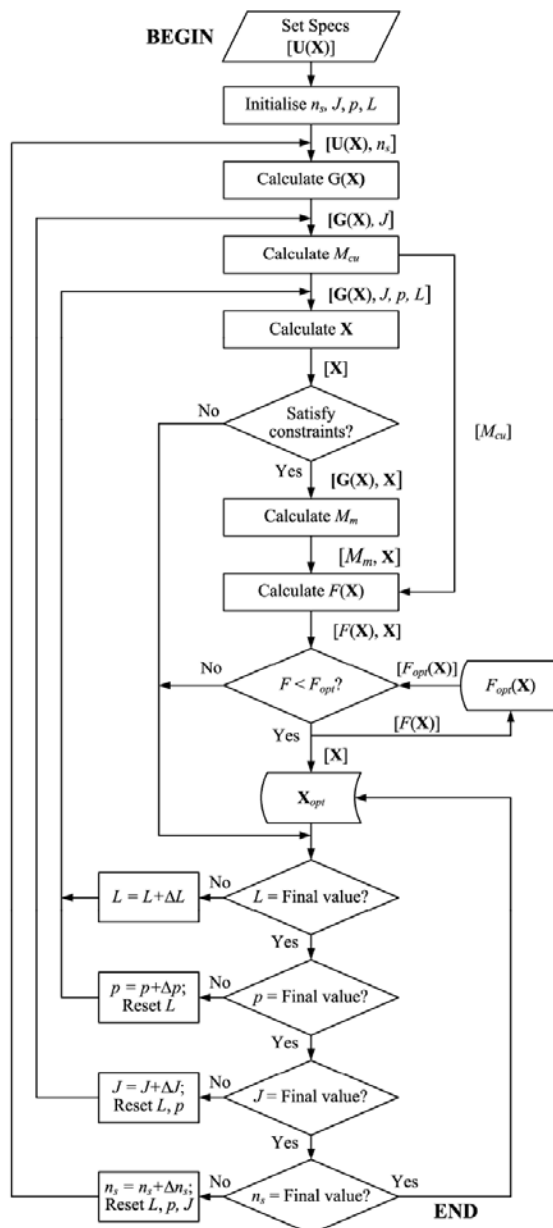


Figura 7.9: Diagramma di flusso della procedura di ottimizzazione.

7.3 Progettazione del prototipo

7.3.1 Specifiche e parametri costanti

Si è deciso di progettare una macchina da 1 kW, con rendimento del 85 %. La velocità media del traslatore è scelta di 0.75 m / s, simile alle condizioni tipiche d'onda. Questo dà:

$$U = \begin{bmatrix} P_{dt} \\ v \\ \eta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1000W \\ 0.75 \text{ m/s} \\ 85\% \end{bmatrix} \quad (7.40)$$

Il valore di G di (7.21) dipende da n_s , che è una variabile nella ottimizzazione; G sarà calcolato per una gamma di diversi valori di n_s .

Per esperienza, k di (7.22) è assunta pari a $k = 0,95$. Per gli avvolgimenti sono selezionati $\kappa = 0.37$ e $\theta_c = 4\pi / 3$, sempre per esperienza si assume $k_f = 0.45$.

Per i PM, sono scelti magneti di NdFeB del grado N48. In uno studio [27] si dimostra che utilizzando il più alto grado del magnete può essere realizzata una riduzione della massa magnete con un incremento del solo costo marginale. Altri parametri utilizzati nella progettazione sono riportati nella tabella 7.1 e 7.2.

Tabella 7.1: Parametri costanti

ρ_{cu} (Ωm)	1.7×10^8	B_r (T)	1.37
γ_{fe} (kg/m^3)	7580	H_c (kA/m)	1021
γ_{cu} (kg/m^3)	8230	B_p (T)	0.7
κ	0.37	g (mm)	2
k_f	0.45	τ_m (mm)	0.7
k_{w1}	0.875	h_s (mm)	10

Tabella 7.2: Dimensioni ottimali

Weighting	$w_1 = w_2$	d_o (mm)	466
M_m (kg)	50.73	d_i (mm)	262
M_{cu} (kg)	32.81	ℓ (mm)	65
n_s	38	h (mm)	11.5
J (A/mm^2)	1.45	h_m (mm)	17.5
p	4	h_{mo} (mm)	23
L (mm)	224	h_{mi} (mm)	12

7.3.2 Ottimizzazione

La procedura di ottimizzazione discussa nel paragrafo 7.2 è utilizzato per trovare le dimensioni ottimali della macchina, salvo le specifiche di rendimento di (7.40). Quanto alla scelta di w_1 e w_2 valgono le seguenti considerazioni, il filo di rame è di provenienza locale ed i magneti dall'estero per cui il prezzo di magnete è di 4,5 volte il prezzo di rame. Però i costi di lavorazione dei magneti sono molto più bassi: essi sono semplicemente fatti scorrere in posizione nella macchina, questo è un processo semplice e veloce. Ogni bobina dello statore invece, deve essere bloccata e avvolta intorno ad una forma. Dopo questo, le bobine devono essere annegate in resina epossidica e poi imbullonate allo statore. Perciò si prevede che il costo del lavoro connesso al rame superi di gran lunga quello associato ai magneti. Per questo alla fine si è deciso di utilizzare $w_1 = w_2$ nell'ottimizzazione. I risultati dell'ottimizzazione sono riportati nella tabella 7.2.

Nella fig. 7.10, viene mostrata la massa magnete per diverse soluzioni valide calcolate nella

procedura di ottimizzazione. È interessante notare che per la combinazione ottimale di $p = 4$ e $J = 1.45 \text{ A/mm}^2$, esiste solo una soluzione valida. Come J viene diminuita e/o p è aumentata, esistono più soluzioni valide. Il valore massimo ammissibile valido di J dà quindi sia il minimo M_m e M_{cu} e quindi anche il valore minimo della funzione obiettivo.

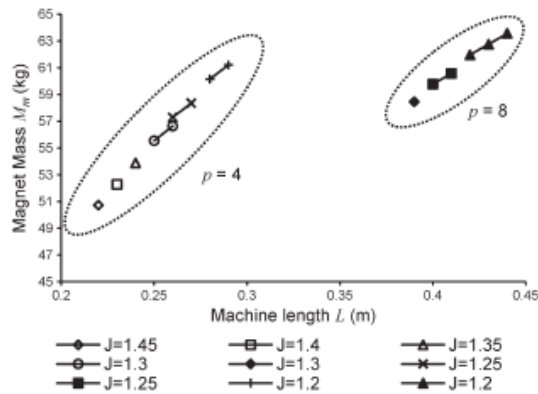


Figura 7.10: massa dei PM come funzione della lunghezza attiva della macchina L , numero di poli p , e J . Solo le soluzioni valide sono mostrate.

7.3.3 Progettazione degli avvolgimenti

Si è deciso di limitare la tensione di fase di uscita al di sotto di 150 V; questa scelta è influenzata dall'utilizzo di convertitori di potenza all'uscita del generatore. Ignorando la caduta di tensione interna e limitando la FEM di picco (alla velocità di picco) al di sotto di 150 V con tutte le spire di ciascuna fase in serie e $N = 40$, si ottiene $E_p = 128 \text{ V}$ alla velocità massima di $V_p = 1,06 \text{ m/s}$. Il numero di trefoli in parallelo per spira deve essere selezionato per avere un diametro del filo sufficientemente piccolo per limitare le perdite per correnti parassite. La selezione di $NC = 16$ dà come risultato $d_w = 0,52$ millimetri e $Pe = 0.007$ in p.u., che è congruente con il valore scelto di $k = 0.95$ da (7.22).

Lo spessore dello statore è stato ridotto da 11,5 a 11 mm per la macchina sperimentale; questo è stato fatto semplicemente per creare un sufficiente traferro g in modo da ottenere maggiori tolleranze di fabbricazione. Ciò comporta inevitabilmente una piccola perdita di prestazioni. I parametri calcolati sulla base delle scelte progettuali illustrate fin qui sono riportati nella tabella 7.3; le perdite della potenza media di 953 W.

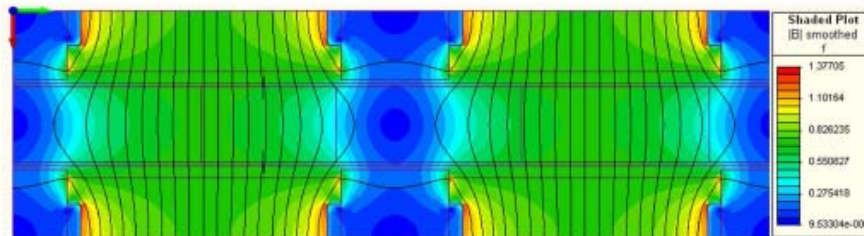
7.3.4 Lunghezza Traslatore

L'altezza d'onda del sito a cui è destinato un WEC determina la lunghezza della corsa del generatore lineare.

Supponendo che l'avvolgimento dello statore deve essere sempre all'interno del campo generato dai PM, la lunghezza del traslatore deve poi corrispondere alla lunghezza dello statore più la lunghezza della corsa. Spazio e vincoli finanziari hanno imposto che non era possibile costruire un traslatore e un sistema di azionamento abbastanza lungo per simulare un'onda di altezza realistica (che è dell'ordine di alcuni metri).

Tabella 7.3: Parametri ottenuti analiticamente e con gli elementi finiti

$v = 0.75$ m/s	Analytical	FEA
B_p (T)	0.7	0.69
E_p (V)	90.7	95.7
R_s (Ω)	1.9	1.9
L_s (mH)	-	6
F_{dt} (N)	1271	1342
P_{dt} (W)	953	1007
P_{cu} (p.u.)	0.146	0.146
P_e (p.u.)	0.007	-
η (%)	84.7	-

**Figura 7.11: Modelli FEA che mostrano le linee di flusso colorate in funzione dell'induzione.**

7.3.5 Finite Element Analysis

Un'analisi FEA è utilizzata per verificare il progetto analitico. Il modello 2-D è implementato con il software Infolytica Magnet 7 con opportune condizioni al contorno. In fig. 7.11, è mostrata la densità di flusso su due poli del modello, questo serve ad illustrare il percorso del flusso in questa macchina. Questo include le frange alle estremità dei poli e anche un certo grado di flusso di dispersione fra magneti adiacenti. Il picco di densità di flusso al traferro è risultato essere 0,69 T che è molto vicino al valore ottenuto analiticamente di 0,7 T.

Soluzioni magnetostatiche sono state ottenute con il traslatore in posizioni differenti rispetto allo statore. Le FEM trifase ottenute dalla derivata temporale del concatenamento del flusso nelle diverse posizioni all'interno di 2π radianti elettrici sono mostrati nella fig. 7.12; è simulata una velocità costante pari alla velocità di progettazione. Nella fig. 7.13, viene visualizzato anche la forza sul traslatore.

Questo è simulato forzando una corrente attraverso le bobine, in fase con i campi elettromagnetici. I parametri della macchina ottenuti con la FEA e quelli ottenuti analiticamente sono riportati in tabella 7.3. Nel complesso i valori sono simili. La FEM ottenuto con FEA è leggermente superiore del valore analitico, motivo per cui la forza ottenuta con FEA è anche

superiore al valore analitico della stessa percentuale.

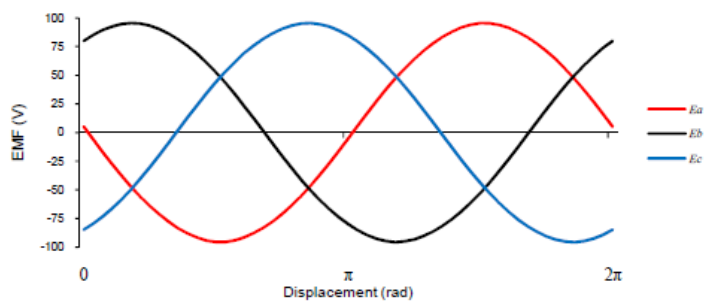


Figura 7.12: FEM del generatore simulata con $v = 0,75$ m/s.

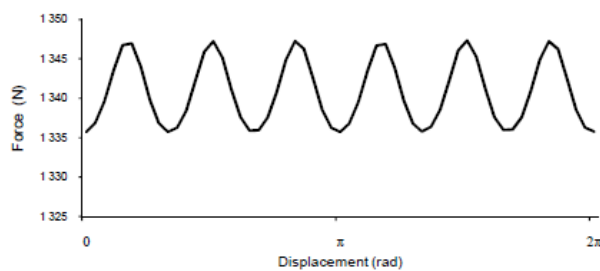


Figura 7.13: Forza del generatore simulata con $v = 0,75$ m/s.

Da notare l'alta qualità delle forme d'onda di tensione, che hanno meno dello 0,1 % THD.

L'ondulazione di forza è anche meno di 1 %. Si è anche determinata l'induttanza sincrona riportata nella tabella 7.3.

La macchina reale è progettata in modo che il traslatore si può spostare completamente fuori dallo statore su entrambe le estremità della sua corsa. I campi elettromagnetici ottenuti da questo sono mostrati in fig.7.15. Si può notare che le fasi si attivano in sequenza: prima la 1 poi le altre due. Nella zona centrale della corsa le tre fasi sono bilanciate. Poi quando il traslatore esce dallo statore le fasi si disattivano sempre in sequenza.

7.4 Risultati delle prove

Il generatore lineare da 1 kW progettato è costruito e montato orizzontalmente per prove di laboratorio e può essere visto in fig. 7.14.

Poiché lo statore è molto più leggero del traslatore si è deciso di mantenere il traslatore fermo e far muovere lo statore. Si deve tuttavia menzionare che la macchina sperimentale mostra che è necessaria molta poca massa strutturale per mantenere i PM in posizione. Il materiale strutturale è per lo più costituito da materiali non magnetici a bassa densità e molto poco acciaio.

L'assunzione di una riduzione della massa strutturale è pertanto confermata.

L'impedenza dello statore viene misurata applicando una tensione alternata trifase agli avvolgimenti e misurando la corrente con lo statore fuori dal campo dei PM. Queste misurazioni sono inoltre verificate con un misuratore LCR. La resistenza misurata è di $2,1 \Omega$, che è

leggermente superiore a quella calcolata. Questo può essere in parte spiegato con la resistenza delle interconnessioni tra le 38 sezioni di statore che non è stato considerato nei valori calcolati. L'induttanza misurata è 8 mH che è anche leggermente superiore ai valori ottenuti con la FEA questo può essere dato dal fatto che il modello 2 - D FEA non simula l'effetto delle teste di matassa sull'induttanza.

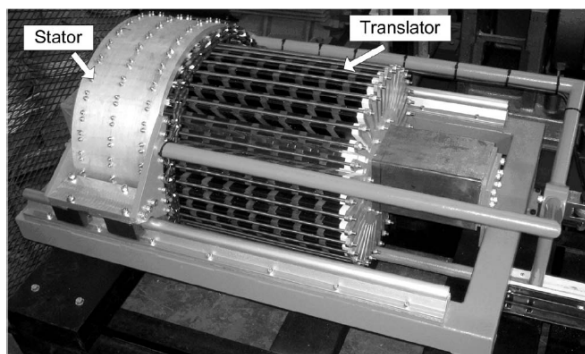


Figura 7.14: generatore lineare PM come costruito.

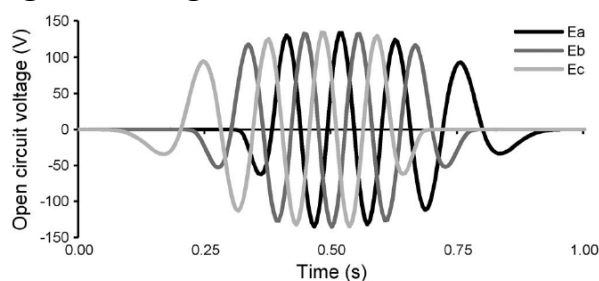


Figura 7.15: FEA - simulazione FEM del generatore durante una corsa.

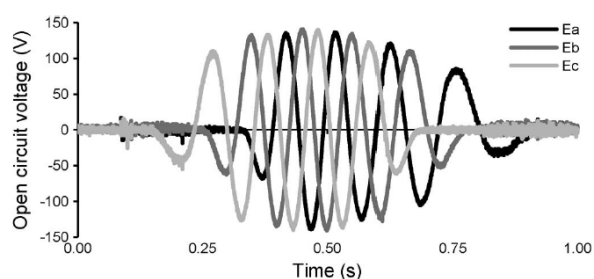


Figura 7.16: FEM misurata sul generatore durante una corsa.

La tensione misurata trifase a circuito aperto è mostrato in fig. 7.16. A causa delle non idealità nel sistema di azionamento scelto, non era possibile controllare la velocità dello statore e quindi ottenere una velocità esattamente sinusoidale. Tuttavia, l'involuppo delle forme d'onda di tensione si confronta molto bene con quello simulato dal FEA in fig. 7.15. Il confronto della tensione della fase a misurata e simulata è mostrato in fig. 7.17 conferma l'eccellente accordo tra i valori misurati e simulati.

Il generatore lineare è collegato ad un carico resistivo e la tensione ai morsetti e la corrente della fase A sono mostrate nella fig. 7.18. Ancora una volta, a causa dei limiti del sistema motore, non possono essere testate le condizioni a pieno carico; inoltre il fattore di potenza raggiunto è prossimo all'unità, anche se solo a carico parziale.

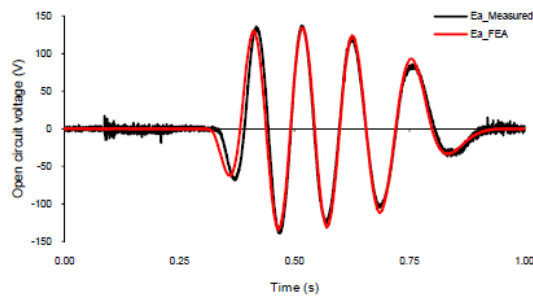


Figura 7.17: Confronto della fem di una fase simulata e misurata.

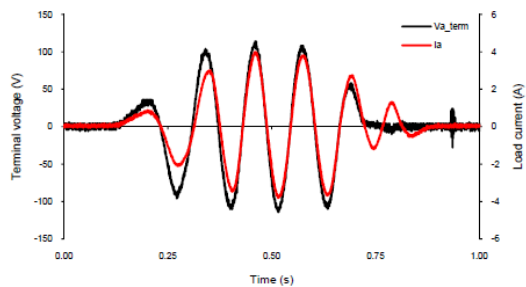


Figura 7.18: Tensione misurata ai morsetti e la risultante corrente di carico.

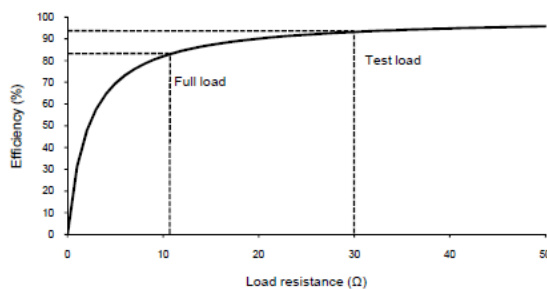


Fig. 7.19. Efficienza del generatore al variare del carico.

Si è detto che il sistema di azionamento scelto non è ideale. Una grande quantità di perdite meccaniche sono attualmente presenti sul sistema, che insieme con la variazione di velocità e del carico, rende impossibile misurare l'efficienza dell'azionamento e del generatore. Tuttavia, poiché le perdite nel generatore per correnti parassite sono trascurabili, le perdite nel rame costituiscono l'unica vera fonte di perdite nella macchina. Si può quindi constatare che l'efficienza del generatore può essere approssimata come:

$$\eta = \frac{R_t}{R_t + R_s} * 100\% \quad (7.41)$$

dove RL è la resistenza di carico. Utilizzando il valore misurato di Rs, l'efficienza da (7.41) viene

mostrata per una variazione del carico nella fig. 7.19. L'efficienza nelle condizioni di prova può essere vista come vicino al 95 %, mentre a pieno carico, è solo leggermente inferiore del valore progettato del 85 %.

7.5 Conclusione

Le seguenti conclusioni si possono trarre dal lavoro presentato in questo documento.

- 1) Una tipologia per un nuovo generatore lineare PM, è stata sviluppata da una topologia LDS. Le forze di attrazione tra statore e traslatore sono eliminate grazie allo statore con nucleo in aria. Le forze di attrazione tra le facce opposte del traslatore delle macchine LDS sono anche idealmente eliminate con la nuova tipologia. L'eliminazione delle forze di attrazione magnetica significa una riduzione della massa strutturale.
- 2) Una analisi modello 2 -D è stata sviluppata per il nuova tipologia. E' anche stata sviluppata una procedura di ottimizzazione esaustiva basata su questo relativamente semplice modello che consente di ottenere rapidamente le dimensioni ottimali per la minima massa attiva.
- 3) Le dimensioni ottimali per il generatore si ottengono adottando la densità di corrente massima consentita e il minimo numero consentito di poli. A questa particolare combinazione di densità di corrente e poli, esiste solo una soluzione che soddisfa i vincoli dimensionali e dà il minimo di massa di magneti e di rame. Le dimensioni ottimali possono quindi essere ottenute minimizzando solo il magneti o solo la massa di rame.
- 4) L'analisi FEA viene utilizzato per verificare il progetto a velocità costante con buoni risultati. Viene anche provato con la FEA l'uscita per velocità variabili.
- 5) Si è provata la possibilità di applicare la nuova tipologia su piccola scala con la costruzione di un generatore prototipo da 1 kW. E' stata utilizzata molta poca massa strutturale per il supporto dei magneti.
- 6) I primi risultati del test del nuovo generatore sono in accordo con quelli simulati con la FEA e con i risultati analitici, quindi viene confermata la validità dei metodi di modellizzazione e progettazione nonché il corretto funzionamento del generatore.
- 7) I risultati dei test mostrano un fattore di potenza vicino all'unità per il nuovo generatore che svolge un ruolo importante in una realizzazione con buona efficienza; l'efficienza può essere approssimata dai dati misurati vicino al 95% nelle condizioni di prova.

CAPITOLO 8

Scelta della tipologia di generatore

Come avevamo introdotto nella introduzione abbiamo analizzato diverse tipologie di generatori per scegliere quello più adatto all'applicazione sull'EDS.

Il fattore principale per la scelta riguarda l'efficienza infatti questa influenzerà la produzione di energia per tutta la vita del generatore; un altro requisito è un alto fattore di potenza.

Facciamo un confronto di questi dati ricavati dai test:

TIPOLOGIA	EFFICIENZA	Cos ϕ
Sincrono PM piano	86%	0.9
Macchina Vernier(*)	69%	<0.5
Tubolare (nucleo in ferro)	83%	0.9
Tubolare (nucleo in aria)	50%	0.9
C-GEN	72.8%	0.9
Nuova tipologia(Vermaak)	85%	0.9

(*)Purtroppo i costruttori della macchina riportata nel capitolo 4 non ci forniscono direttamente dati di efficienza e quella ricavata dai grafici sembra essere molto bassa. Nonostante Polinder in [12] dice che l'efficienza di questa famiglia di macchine possa essere superiore a quella del sincrono PM non abbiamo trovato nessun test in letteratura che lo confermi. I dati in tabella sono forniti da un test di un generatore della medesima famiglia in [28].

Vediamo subito un discostamento di efficienza tra i prototipi con nucleo in ferro e nucleo in aria, questo è facilmente comprensibile e dovuto al fatto che l'assenza dei denti ferromagnetici provoca un aumento della riluttanza del circuito magnetico quindi una diminuzione del flusso concatenato e un aumento di spire necessarie quindi un aumento delle perite per effetto joule. Molto buono il risultato ottenuto da Vermaak che nonostante gli avvolgimenti in aria ottiene efficienze anche superiori all'85%.

Per quanto riguarda il fattore di potenza vediamo che l'unica ad avere problemi è la macchina di Vernier un fattore di potenza così basso comporta o un rifasamento dinamico o un sovradimensionamento dell'elettronica per riuscire a sfruttare a pieno questa macchina.

Un altro fattore non meno importante è il costo della macchina. In [29], Polinder ci presenta un confronto tra una serie di tipologie di generatore che vengono normalizzate sul prototipo AWS; si riporta in seguito la tabella riassuntiva di tale ricerca:

TABLE I
CHARACTERISTICS AND RESULTS OF DIFFERENT GENERATOR TYPES

	Generator type	induction with iron in secondary	induction without iron in secondary	switched reluctance	PM with air- gap winding	PM with stator iron
CHARACTERISTICS	pole pitch τ_p (mm)	324	480	-	100	100
	secondary thickness δ_s (mm)	100	24	-	-	-
	slot height h_s (mm)	90	100	100	44	100
	number of slots per pole per phase	3	4	-	1	1
	stator slot width b_s (mm)	18	20	200	33	20
	tooth width b_t (mm)	18	20	100	-	20
	stator yoke height h_y (mm)	81	120	66	25	30
	length of the magnet l_m (mm)	-	-	-	23	15
	stator surface area m^2	7.8	10.6	7.2	19	5.6
	maximum secondary current density J_s (A/mm ²)	4	6	-	-	-
RESULTS	criterion (kEuro)	424	745	356	434	267
	generator material cost (kEuro)	182	250	170	287	138
	annual dissipation in the generator (MWh)	483	991	373	293	260
	full load generator losses (kW)	477	672	249	368	260

Tuttavia questo confronto include solo i materiali attivi del generatore, vale a dire il ferro, magneti e rame che contribuiscono direttamente alla generazione di energia elettrica; ma non tiene conto della struttura di supporto necessaria per contrastare le grandi forze di attrazione magnetica nelle macchine elettriche e per mantenere un piccolo traferro sia da fermo sia in movimento. Infatti, con strumenti analitici per la stima della massa strutturale di macchine ad azionamento diretto a bassa velocità, Mueller in [30] ha trovato che la massa strutturale può essere superiore al 60% della massa totale. Non bisogna sottovalutare questo problema neanche nelle macchine bilatere o tubolari dove la risultante delle forze è nulla in quanto, come dimostra Nilsson in [31], anche piccoli spostamenti nel traferro dovuti a tolleranze meccaniche generano forze non trascurabili.

Questo problema non sussiste per le macchine con avvolgimenti in aria in quanto rimuovendo l'acciaio nello statore le forze normali sono praticamente eliminate. Questo è un grande vantaggio costruttivo, tuttavia la macchina deve essere considerevolmente più grande per compensare il basso flusso magnetico negli avvolgimenti della bobina.

Focalizzando l'attenzione alla ricerca del generatore migliore per l'applicazione sull'EDS possiamo iniziare escludendo la macchina tubolare con nucleo in aria. Nonostante questa sia di facile costruzione e non presenti forze trasversali tra statore e traslatore, ha un bassissimo rapporto peso potenza, questo implica una macchina molto grossa, pesante e costosa; inoltre l'elevato numero di spire necessario a causa del basso concatenamento di flusso portano una notevole perdita nel rame con scarsa efficienza.

La macchina di Vernier e con questa la famiglia delle macchine a riluttanza commutata hanno la peculiarità di avere grandi forze di traslazione quindi la possibilità di ottenere macchine compatte interessanti per il nostro scopo. Ma considerando la modesta efficienza, il basso fattore di potenza che implica costi aggiuntivi per l'elettronica e il rifasamento, le notevoli forze trasversali

con problemi sui cuscinetti, le forze di cogging e in alcuni casi anche le difficoltà costruttive ci portano alla conclusione di escludere questa macchina.

Il C-gen è stato un ottimo punto di partenza per le macchine con nucleo in aria infatti Vermaak prendendo spunto da questa ha creato una nuova tipologia più compatta ed efficiente. Infatti la nuova tipologia di Vermaak potrebbe essere la migliore tipologia per applicazioni offshore in quanto, con buona efficienza, eliminando le forze tra statore e rotore supportate dai cuscinetti in movimento ridurrebbe al minimo la manutenzione molto costosa in mare aperto.

Essendo l'EDS un dispositivo da applicare sotto costa i costi di manutenzione non sarebbero più così influenti ma bisognerebbe tenere conto di altri fattori tra cui per esempio l'impatto visivo; cercando quindi macchine più efficienti e compatte.

Sembrerebbero quindi più adatte a questo scopo le macchine sincrone a magneti permanenti a flusso longitudinale con nucleo in ferro.

Nella scelta tra tipologia planare o tubolare ci viene in aiuto uno studio di Oprea [32] che confronta le due tipologie e ci dice che per quanto riguarda il flusso magnetico concatenato e la tensione indotta sono simili. La macchina tubolare risulta più leggera ma le difficoltà costruttive di questa fanno optare per una tipologia planare.

I risultati della potenza estratta dall'EDS ottenuti dalle prove in laboratorio [2] ci mostrano che la potenza estratta dal galleggiante e quella estratta dalla pala sono del medesimo ordine di grandezza con la possibilità quindi di avere due generatori identici che collegati in parallelo sul DC-bus darebbero anche maggior continuità alla potenza generata.

CAPITOLO 9

Progetto del generatore

9.1 Modello sperimentale di laboratorio

Nel capitolo 1 è stato introdotto l'EDS spiegando le sue potenzialità; vengono in seguito riportati i dati del prototipo, la configurazione ottima e i risultati dei test effettuati in laboratorio [2].

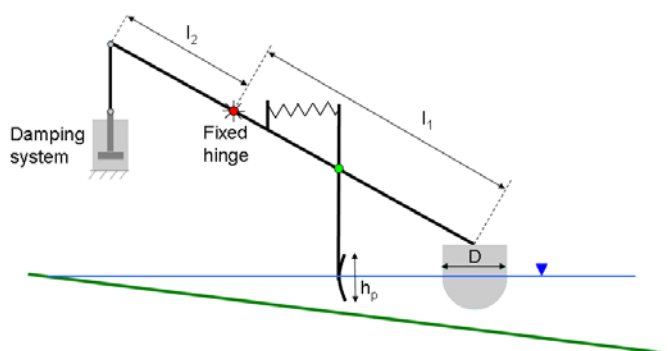


Figura 9.1: Rappresentazione del prototipo di laboratorio

Tabella 9.1: Caratteristiche delle onde testate in laboratorio con H: altezza dell'onda, T il periodo, L la lunghezza d'onda e P la potenza intrinseca.

Tipo di onda	H [mm]	T [s]	L [m]	P [W/m]
1	47	1.02	1.49	2.51
2	65	1.2	1.83	5.73
3	88	1.02	1.51	9.09

Si riportano in seguito le principali dimensioni delle componenti del prototipo su cui sono stati eseguiti i test in laboratorio.

Diametro del galleggiante D [m]	0.20
Altezza del galleggiante [m]	0.21
Larghezza della pala [m]	0.20
Altezza della pala [m]	0.12
Lunghezza braccio del galleggiante l1 [m]	0.67
Lunghezza braccio smorzatore l2 [m]	0.41
Costante della molla K [N/m]	196
Profondità dell'acqua in corrispondenza	0.20

del galleggiante [m]	
Immersione della pala	0.9
Distanza galleggiante-pala [m]	0.16
Inclinazione braccio galleggiante [°]	42
Inclinazione molla [°]	0

In seguito viene riportato il grafico ricavato dall'elaborazione dei dati acquisiti durante i test che illustra la potenza estratta e il CWR (capture width ratio) che è l'efficienza del sistema.

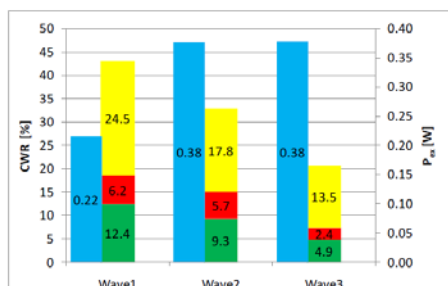


Figura 9.2: Rappresentazione potenza (in azzurro) e rendimento del prototipo (in giallo della pala, in verde e in rosso rispettivamente la salita e la discesa del galleggiante).

Il prototipo sopra presentato risulta essere un modello in scala di quello che dovrà essere il progetto finale sul quale puntiamo l'attenzione per il progetto del generatore. Riportiamo ora i dati in scala 25:1 tenendo conto della similitudine di Froude. In tabella 9.2 vediamo le caratteristiche delle onde.

Tabella 9.2: Caratteristiche delle onde reali con H: altezza dell'onda, T il periodo, L la lunghezza d'onda e P la potenza intrinseca.

Tipo di onda	H [m]	T [s]	L [m]	p [kW/m]
1	1.17	5.10	37.18	7.85
2	1.62	5.98	45.65	17.90
3	2.20	5.10	37.72	28.41

Le dimensioni delle varie componenti del prototipo in scala reale sono riportate in seguito e le possiamo vedere in fig.9.3.

Lunghezza braccio del galleggiante l_1 [m]	16.75
Lunghezza braccio smorzatore l_2 [m]	10.25
Lunghezza braccio della pala l_3 [m]	9.875

Lunghezza braccio della molla l_4 [m]	6
Corsa massima della pala [m]	2.42
Corsa massima del galleggiante [m]	1.6

La corsa massima del galleggiante e della pala sono dati riferiti ai dati rilevati in laboratorio avendo sottoposto il prototipo alle onde sopra riportate.

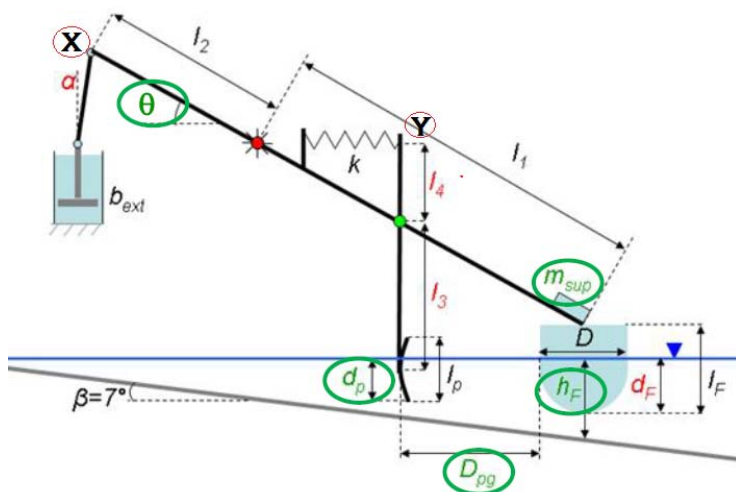


Figura 9.3: Schema dell'EDS

Dai dati sopra riportati si ricavano i dati di spostamento dei punti ai quali verranno ancorati i traslatori dei generatori considerando: X il punto di ancoraggio del generatore del galleggiante e Y il punto di ancoraggio del generatore della pala (vedi figura 9.3).

Corsa massima di X: 0.98m
Corsa massima di Y: 1.47m

Si sono calcolate le velocità medie dei punti di ancoraggio come:

$$V = \frac{2H}{T} \quad (9.1)$$

Dove H è la corsa e T il periodo dell'onda. Inoltre assumendo un andamento sinusoidale si può calcolare la velocità massima come:

$$V_{max} = \sqrt{2}V \quad (9.2)$$

Si riportano nella seguente tabella 9.3 i risultati così ottenuti.

Tabella 9.3.

	Corsa(m)	Velocità media(m/s)	Velocità massima(m/s)
Punto X	0.98	0.38	0.54

Punto Y	1.47	0.58	0.82
---------	------	------	------

Le potenze medie (del ciclo di oscillazione della macchina) massime estratte sono:

Galleggiante: 27 kW

Pala: 26 kW

Si osserva che le potenze risultano simili. Inoltre la costruzione di due macchine diverse risulterebbe più onerosa rispetto a due macchine identiche. Perciò si decide di lasciare il punto Y come punto di ancoraggio della molla e di fissare il generatore ad una distanza $l_5=4\text{m}$ (fig.9.4) in modo da ottenere dati meccanici dei due generatori uguali.

Quindi i dati che si utilizzeranno per dimensionare il generatore saranno:

Potenza di dimensionamento meccanica: 30 kW

Corsa del traslatore: 1 m

Velocità media: 0.4 m/s

Forza (vista come potenza diviso velocità): 75 kN

9.2 Scelta della tipologia di macchina

Dai percorsi logici affrontati nel capitolo 8 si è giunti alla scelta della tipologia del generatore. Per l'applicazione sull'EDS si è optato quindi per due generatori della stessa potenza uno a sfruttare il moto del galleggiante e l'altro della pala come illustrato in figura 9.4.

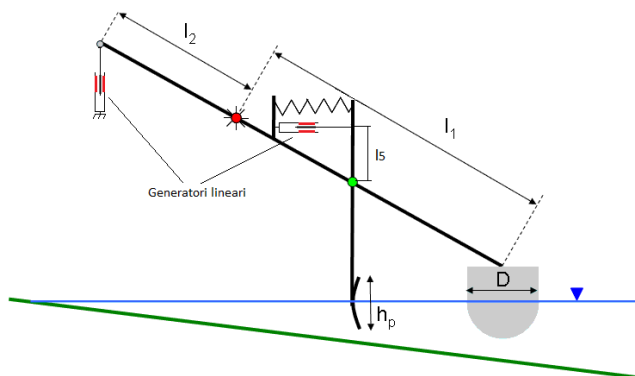


Figura 9.4: Disposizione dei generatori

I generatori vengono scelti bilateri cioè due statori disposti frontalmente con al centro il traslatore, sincroni con magneti permanenti utilizzati come induttori i quali vengono disposti sul traslatore. Un esempio è raffigurato in fig.9.5.

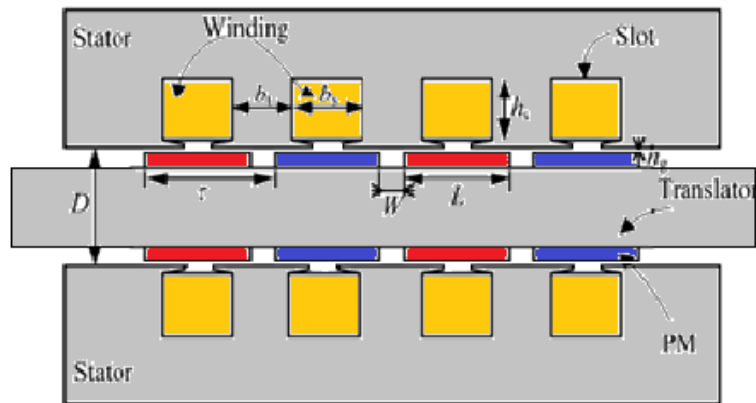


Figura 9.5: sezione laterale del generatore

Questa macchina si presta bene alla nostra applicazione in quanto dalla letteratura se ne evince che: ha una buona densità di potenza, si riesce ad ottenere da questa una buona efficienza e piccolo angolo di carico e non presenta particolari difficoltà di costruzione. Uno svantaggio risulta la manutenzione dei cuscinetti che devono sopportare le forze trasversali, anche se, come detto in precedenza, essendo l'EDS situato sotto costa queste non rappresentano un grande costo aggiunto.

Si opta per una macchina con traslatore lungo; questa soluzione risulta economicamente sconveniente in quanto i magneti permanenti sono la parte più costosa della macchina, ma si evita il dispositivo di by-pass delle bobine quando non interessate dal flusso con il relativo controllo. Questo porta ad una maggiore affidabilità e minori costi di manutenzione inoltre si evitano anche le perdite sulle valvole.

Dalla letteratura si legge che questa tipologia di macchine è in grado di fornire una sollecitazione al taglio di 35kN/m^2 ; quindi avendo una forza meccanica di 75 kN in prima approssimazione si considera una superficie di traferro di 2.1m^2 , diviso sulle due facce si otterrà un traferro di circa 1m^2 per lato. Come prima analisi si può pensare di avere uno statore di dimensioni $1\text{m} \times 1\text{m}$.

9.3 Passo polare

Il periodo T dell'onda è di circa 5s quindi la frequenza dell'onda è circa 0.20 Hz . Dalla letteratura vediamo che per macchine direttamente accoppiate a galleggianti quindi aventi una frequenza meccanica pari a quella dell'onda, la frequenza elettrica è dell'ordine di 5Hz in quanto questo risulta un buon compromesso tra un eccessivo numero di poli e una tensione indotta troppo bassa. Per avere una frequenza elettrica di circa 5Hz si devono avere 50 poli. I poli è meglio siano pari per una miglior distribuzione di flusso al traferro e una minor influenza degli effetti bordo longitudinali[27].

Quindi il passo polare risulterà:

$$\tau_p = \frac{l}{n_p} \tag{9.3}$$

Con l lunghezza della corsa di circa 1m e n_p numero di poli ottenendo così un passo polare di circa 20mm.

9.4 Lunghezza statore e traslatore

Si consideri la lunghezza dello statore pari a 1m. Il traslatore si vuole che sia sempre all'interno dello statore quindi deve essere della lunghezza dello statore più la corsa quindi 2m.

9.5 Scelta magneti

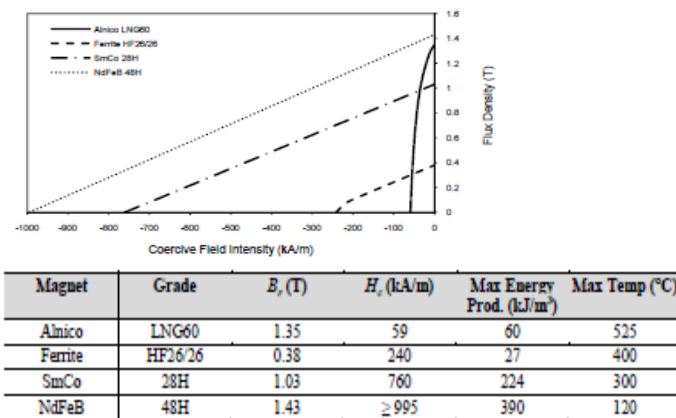


Figura 9.6: Principali caratteristiche dei magneti presenti in commercio

GRADES	REMANENCE		COERCIVITY			MAXIMUM ENERGY PRODUCT		AVERAGE TEMPERATURE COEFFICIENTS (20-100°C)		SUGGESTED MAXIMUM OPERATING TEMPERATURE B/H > 0,7 °C	
	kG	T	HcB	HcJ	BHmax	Tk	%/°C (Br)	%/°C (Hc)			
REN 35	11,8 - 12,5	1,18 - 1,25	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	33 - 38	263 - 302	-0,12	-0,70	80 °C
REN 38	12,3 - 13,0	1,23 - 1,30	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	36 - 41	286 - 326	-0,12	-0,70	
REN 42	13,0 - 13,5	1,30 - 1,35	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	40 - 44	318 - 390	-0,12	-0,70	
REN 45	13,2 - 13,8	1,32 - 1,38	≥ 10,8	≥ 860	≥ 12	≥ 955	42 - 46	334 - 366	-0,12	-0,70	
REN 50	13,9 - 14,6	1,39 - 1,46	≥ 10,5	≥ 836	≥ 11	≥ 875	47 - 51	374 - 406	-0,12	-0,70	100 °C
REN 52	14,2 - 14,8	1,42 - 1,48	≥ 10,5	≥ 836	≥ 11	≥ 875	49 - 53	390 - 422	-0,12	-0,70	
REN 35M	11,8 - 12,5	1,18 - 1,25	≥ 11,0	≥ 876	≥ 14	≥ 1114	33 - 38	263 - 302	-0,12	-0,70	120 °C
REN 50M	13,9 - 14,6	1,39 - 1,46	≥ 12,5	≥ 995	≥ 13	≥ 1035	47 - 52	374 - 414	-0,12	-0,70	
REN 35H	11,8 - 12,5	1,18 - 1,25	≥ 11,0	≥ 876	≥ 17	≥ 1353	33 - 38	263 - 302	-0,12	-0,70	140 °C
REN 42H	12,8 - 13,4	1,28 - 1,34	≥ 12,0	≥ 955	≥ 16	≥ 1273	39 - 43	310 - 342	-0,12	-0,70	
REN 46H	13,4 - 14,0	1,34 - 1,40	≥ 12,5	≥ 995	≥ 16	≥ 1273	43 - 48	342 - 382	-0,12	-0,70	160 °C
REN 48H	13,6 - 14,2	1,36 - 1,42	≥ 12,7	≥ 1011	≥ 16	≥ 1273	45 - 50	358 - 398	-0,12	-0,70	
REN 30SH	10,9 - 12,2	1,09 - 1,22	≥ 10,2	≥ 812	≥ 20	≥ 1592	28 - 36	223 - 287	-0,11	-0,65	180 °C
REN 33SH	11,4 - 12,2	1,14 - 1,22	≥ 10,7	≥ 851	≥ 20	≥ 1592	31 - 36	247 - 287	-0,11	-0,65	
REN 35SH	11,8 - 12,5	1,18 - 1,25	≥ 11,1	≥ 883	≥ 20	≥ 1592	33 - 38	263 - 302	-0,11	-0,65	200 °C
REN 38SH	12,3 - 13,0	1,23 - 1,30	≥ 11,6	≥ 923	≥ 20	≥ 1592	36 - 41	287 - 326	-0,11	-0,65	
REN 42SH	12,8 - 13,4	1,28 - 1,34	≥ 12,0	≥ 955	≥ 19	≥ 1512	39 - 44	310 - 350	-0,11	-0,65	160 °C
REN 45SH	13,2 - 13,8	1,32 - 1,38	≥ 12,4	≥ 987	≥ 19	≥ 1512	42 - 47	334 - 374	-0,11	-0,65	
REN 28UH	10,4 - 11,3	1,04 - 1,13	≥ 9,8	≥ 780	≥ 25	≥ 1990	26 - 31	207 - 247	-0,11	-0,60	180 °C
REN 33UH	11,4 - 12,2	1,14 - 1,22	≥ 10,8	≥ 859	≥ 25	≥ 1990	31 - 36	247 - 287	-0,11	-0,60	
REN 35UH	11,8 - 12,5	1,18 - 1,25	≥ 11,2	≥ 891	≥ 25	≥ 1990	33 - 38	263 - 302	-0,11	-0,60	200 °C
REN 38UH	12,2 - 12,8	1,22 - 1,28	≥ 11,6	≥ 923	≥ 25	≥ 1990	36 - 41	287 - 326	-0,11	-0,60	
REN 40UH	12,6 - 13,2	1,26 - 1,32	≥ 12,0	≥ 955	≥ 25	≥ 1990	38 - 42	302 - 334	-0,11	-0,60	160 °C
REN 42UH	12,8 - 13,4	1,28 - 1,34	≥ 12,2	≥ 971	≥ 25	≥ 1990	39 - 44	310 - 350	-0,11	-0,65	
REN 30EH	10,9 - 11,7	1,09 - 1,17	≥ 10,3	≥ 820	≥ 30	≥ 2388	28 - 33	223 - 263	-0,11	-0,55	180 °C
REN 33EH	11,4 - 12,0	1,14 - 1,20	≥ 10,8	≥ 859	≥ 30	≥ 2388	31 - 36	247 - 287	-0,11	-0,55	
REN 35EH	11,7 - 12,3	1,17 - 1,23	≥ 11,1	≥ 883	≥ 30	≥ 2388	33 - 37	263 - 295	-0,11	-0,55	200 °C
REN 30EHS	10,9 - 11,7	1,09 - 1,17	≥ 10,3	≥ 820	≥ 35	≥ 2786	28 - 33	223 - 263	-0,10	-0,50	
REN 33EHS	11,3 - 12,0	1,13 - 1,20	≥ 10,7	≥ 852	≥ 35	≥ 2786	31 - 36	247 - 287	-0,10	-0,50	

Figura 9.7: Tipologie di magneti NdFeB[]

Si decide di utilizzare magneti orientati ortogonalmente alla direzione del moto in quanto come dice Faiz in [34] questo orientamento porta una notevole diminuzione alla forza di cogging.

Inoltre si decide di usare magneti NdFeB in quanto come dice Danielsson in [35] l'utilizzo di questo tipo rispetto a quelli di ferrite possono ridurre le dimensioni del generatore fino a 10 volte.

Il passo polare è 20 mm, in [36] viene consigliato di utilizzare un rapporto larghezza MP e passo polare di 0.85 quindi iniziamo prendendo magneti di larghezza $b_m=17\text{mm}$. Sempre in [36] viene consigliato che l'altezza dei MP sia almeno 2-3 volte il traferro; sovradimensionando leggermente consideriamo una $H_m=10\text{mm}$.

9.6 Avvolgimenti

Si decide di utilizzare avvolgimenti concentrati in quanto Polinder in [37] dice che usando questo tipo di avvolgimento si può risparmiare fino al 50% di rame. Inoltre anche Cox nella sua tesi [38] e Di Gerlando in [36], illustrano diversi vantaggi costruttivi e funzionali nell'utilizzo di questa tipologia di avvolgimenti.

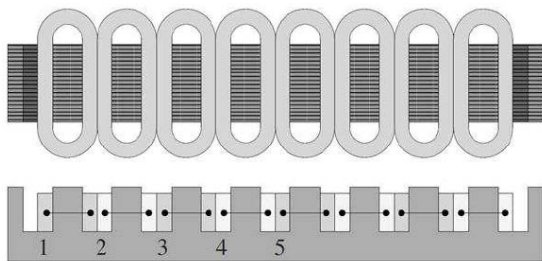


Figura 9.8: Configurazione avvolgimenti concentrati

Viene preso in considerazione un avvolgimento in doppio strato, ovvero con due bobine/dente in quanto in [36] viene detto che le prestazioni di questo sono generalmente migliori di quelle degli avvolgimenti in singolo strato.

Si decide di utilizzare un avvolgimento a cave frazionarie in quanto come dice Correggiari questo tipo di avvolgimento è generalmente vantaggioso per le macchine sincrone. Si scelga un avvolgimento con un numero di cave per polo fase $q = n/g = 2/5$ con n =numero di cave per fase per ciclo e g = numero di poli di un ciclo geometrico. Quindi in una corsa di traslatore si avranno $p/g=m=10$ cicli geometrici. Essendo g dispari due cicli geometrici consecutivi sono uguali e controversi perciò rappresentano un solo ciclo elettromagnetico; in totale si avranno 5 cicli elettromagnetici.

Si avranno quindi un numero di cave totali $c=n*m*3= 60$.

Si vede in fig. 9.9 la disposizione degli avvolgimenti nelle cave. Per facilitare in questo si costruisca la tabella con n colonne per fase e g righe:

A		C		B	
				X	
			X		
		X			
	X				
X					X

Figura 9.9: Disposizione avvolgimenti

Quindi i conduttori di fase verranno disposti nel seguente ordine B C c a A B - b c C A a b (1 ciclo elettromagnetico). Nel secondo strato la disposizione è la medesima ma i versi sono invertiti e tutto è traslato di una cava a destra.

Analisi numeriche preliminari condotte da Di gerlando in [36] con il Metodo degli Elementi Finiti su un modello simile, hanno evidenziato che adottare un traslatore con un numero di denti strettamente uguale a quello dei denti avvolti (60 nel nostro esempio) implica f.e.m. di fase asimmetriche e forme d'onda di coppia distorte; quindi, nel seguito saranno analizzati solamente traslatori dotati di due denti aggiuntivi, non avvolti, posti alle estremità (le analisi hanno anche mostrato che, al fine di minimizzare il *cogging*, la migliore dimensione di tali denti di estremità è uguale a quella dei denti avvolti). Una parte di statore viene rappresentata in figura 9.10; questa rappresenta un solo ciclo geometrico, lo statore completo ne prevede 10.

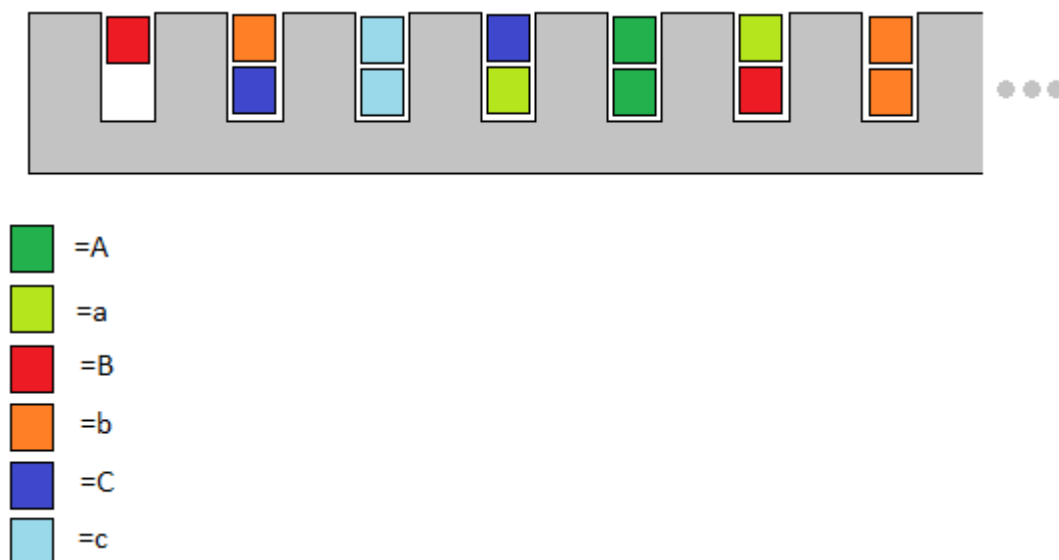


Figura 9.10: Rappresentazione avvolgimenti di un ciclo geometrico.

Il passo di cava può essere calcolato come lunghezza dello statore diviso il numero di cave quindi:

$$bs/nc = 1000/60 = 16,6\text{mm.}$$

In prima approssimazione si può pensare a una uguale larghezza dente cava come solitamente avviene nelle macchine elettriche. Ipotizzando la larghezza del dente pari a 8mm essendo il MP largo 17mm e ipotizzando una induzione di lavoro di 0.9 T, l'induzione nel dente è circa doppia di quella nel MP, quindi 1.8 T, che è un valore alto, ma comunemente usato nei denti. Rimane così una larghezza di cava pari a 8.6mm.

Per aumentare il flusso nei denti sarà meglio allargate le estremità verso il traferro formando delle scarpe di larghezza 12mm. Infatti dalle analisi agli elementi finiti eseguite da Danielsson in [37] si ricava che questo accorgimento oltre ad aumentare il flusso nei denti, diminuisce la forza di cogging; non si aumenta ulteriormente questo valore in quanto questo porta anche ad un aumento dell'angolo di carico.

La f.e.m. interna E, associabile alla tensione ai morsetti nel funzionamento a vuoto, è esprimibile in funzione del flusso concatenato di fase a vuoto Ψ_0 tramite la nota relazione:

$$E = \omega * \Psi_0 = 2 * \pi * f * \Psi_0 \quad (9.4)$$

Il flusso Ψ_{0rms} si può esprimere in funzione del flusso di picco di dente a vuoto Φ_{do} come segue:

$$\Psi_0 = 0.7 * Kh * \Phi_{do} * N_{sb} * N_{bcf} * N_c \quad (9.5)$$

con N_{sb} = numero di spire per bobina, N_{bcf} = numero di bobine per ciclo per fase, N_c il numero di cicli, Kh il fattore di avvolgimento e Φ_{do} è il flusso al traferro, a vuoto, con allineamento tra asse MP e asse dente. Si può considerare l'induzione al traferro abbastanza appiattita quindi, come dice Correggiari, usiamo un fattore 0.7 anziché $2/\pi$ che si utilizzerebbe per una distribuzione di induzione sinusoidale.

Per lo studio del fattore di avvolgimento ci si è avvalsi dei ragionamenti fatti in [36] sulle bobine concentrate dal quale si vede che il fattore di avvolgimento dipende da due fattori:

$$Kh = k_{dh} * k_{sh} \quad (9.6)$$

Con k_{dh} fattore di distribuzione e k_{sh} fattore di spostamento tra strati. Avendo un solo strato per ciclo fase non c'è nessun angolo di scostamento tra strati quindi $k_{sh} = 1$. Si calcoli invece k_{dh} con la seguente formula:

$$k_{dh} = \frac{\sin\left(h \cdot 90^\circ \frac{v}{N_f}\right)}{N_{bcf} \cdot \sin\left[h \cdot 90^\circ \frac{v}{N_f \cdot N_{bcf}}\right]} \quad (9.7)$$

Con h ordine di armonicità, v differenza tra numero denti ciclo e numero magneti ciclo, N_f numero di fasi e N_{bcf} numero bobine ciclo fase. Si può ottenere così una tabella del fattore di avvolgimento alle varie armoniche.

h	Kh
1	0.9567
3	0.6472
5	0.2
7	0.1494
9	0.2472
11	0.1094
13	0.1022

Il flusso Φ_{do} può essere espresso come segue:

$$\Phi_{do} = \Phi_r \cdot \frac{\Lambda_g}{\Lambda_g + \Lambda_m + \Lambda_{\ell m}} = \Phi_r \cdot \eta_{mp} \quad (9.8)$$

Con Λ_m = permeanza equivalente del MP, $\Lambda_{\ell m}$ = permeanza di dispersione del MP, Λ_g = permeanza di traferro tra MP e dente ad esso allineato e dove $\eta_{mp} = \Lambda_g / (\Lambda_g + \Lambda_m + \Lambda_{\ell m})$ può definirsi efficienza di lavoro del MP. La permeanza di dispersione risulta molto difficile da trovare, perciò si utilizza una formula approssimata utilizzata da Di Gerlando in [36].

$$\Phi_{do} = B_r \cdot \eta_{mp} \cdot b_m \cdot L \quad (9.9)$$

Con b_m larghezza del MP. η_{mp} andrebbe valutata da simulazioni FEM; in prima approssimazione in [x5] si trova un valore, compatibile al nostro caso, di $\eta_{mp} = 0.55$. Si ottiene così

$$\Phi_{do} = 1.25 \cdot 0.55 \cdot 0.017 \cdot 1 = 0.0117 \text{ Wb} \quad (9.10)$$

Si desidera avere una tensione a livello industriale in modo che i componenti a valle del generatore siano di facile reperibilità sul mercato. Si imponga così una tensione di fase di 230V e si calcoli il numero di spire (N_{sb}). Con la (9.4) e la (9.5) si ottiene:

$$N_{sb} = \frac{E}{0.7 \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot Kh \cdot \Phi_{do} \cdot N_{bcf} \cdot N_c} = \frac{230}{0.7 \cdot 2 \cdot \pi \cdot 5 \cdot 0.9567 \cdot 0.0117 \cdot 2 \cdot 10} = 46.7 \quad (9.11)$$

Si consideri per arrotondamento 47 spire.

Ora si può calcolare Hd cioè l'altezza del dente. La potenza di dimensionamento è 30kW, quindi 15 kW per lato avendo una tensione di fase di 230V e assumendo un $\cos\phi = 0.8$ si avrà una corrente di fase:

$$I_f = \frac{P}{3 \cdot E \cdot \cos\phi} = 27.17 \text{ A} \quad (9.12)$$

Dalla letteratura si vede che per queste macchine è di uso comune una densità di corrente $J = 5 \text{ A/mm}^2$, assumendo un coefficiente di riempimento in cava α pari a 0.45, l'altezza della cava risulta:

$$Hd = \frac{2 \cdot N_{sb} \cdot I_f}{\alpha \cdot b_c} = \frac{47 \cdot \frac{27.17}{5}}{0.45 \cdot 8.6} \approx 130 \text{ mm} \quad (9.13)$$

9.7 Dimensionamento dei gioghi

Per il dimensionamento del giogo di statore consideriamo che in esso scorre il flusso di mezzo polo e consideriamo una induzione massima (B_{max}) di 1T così da tenerci lontano dalla saturazione. Approssimando il flusso di polo col flusso di dente in allineamento si ottiene:

$$H_{gs} = \frac{\frac{\phi_{do}}{2}}{L * B_{max}} = 5.85mm \quad (9.14)$$

Questo valore sembra troppo piccolo quindi soprattutto per ragioni meccaniche verrà sicuramente sovradimensionato almeno ad un valore di 15mm.

Il giogo del traslatore se considerassimo che tutto il flusso si richiude nello statore potremmo vederlo uguale a quello sopra calcolato, ma a causa del flusso disperso nel traferro e tra le scarpe sarà maggiore quindi lo calcoliamo come:

$$L * H_{gt} * B_{max} = L * b_m * Br \quad (9.15)$$

$$H_{gt} = b_m * \frac{Br}{B_{max}} = 21.25mm \quad (9.16)$$

Questo valore è da dividere per due in quanto il flusso si divide a destra e sinistra e tenendo conto di un aumento del 50% consigliato in [36] prendiamo come valore di riferimento $H_{gt}=20mm$.

Ricapitolando le dimensioni:

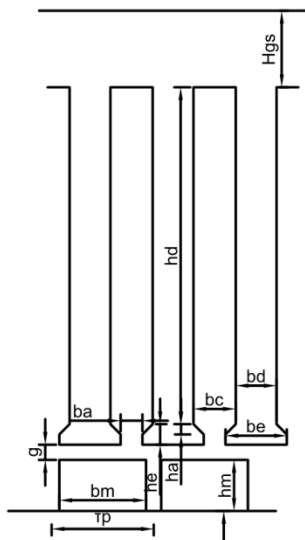


Figura 9.11

Larghezza trasversale statore = $L = 1m$

Passo polare = $\tau_p = 20mm$

Larghezza MP = $b_m = 17\text{mm}$
 Altezza MP = $h_m = 10\text{mm}$
 Traferro meccanico = $g = 3\text{mm}$
 Larghezza dente = $b_d = 8\text{mm}$
 Larghezza cava = $b_c = 8.6\text{mm}$
 Larghezza scarpa = $b_e = 12\text{mm}$
 Apertura cava = $b_a = 4.6\text{mm}$
 Altezza dente = $h_d = 130\text{mm}$
 Induzione residua magneti = $B_r = 1.25\text{T}$
 Altezza giogo statore = $H_{gs} = 15\text{mm}$
 Altezza giogo traslatore = $H_{gt} = 20\text{mm}$
 Altezza totale della testa dente = $H_e = 4\text{mm}$
 Altezza porzione rastremata della testa dente = $H_a = 2\text{mm}$

9.8 Circuito equivalente monofase

Nel seguito si sviluppano alcune relazioni che descrivono il modello di una macchina sincrona con avvolgimenti di armatura concentrati; si considera il modello equivalente monofase a parametri concentrati valido per studiare il funzionamento permanente.

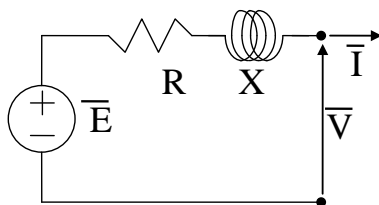


Figura 9.12: Circuito equivalente monofase di una generica macchina sincrona con avvolgimenti di armatura concentrati e MP superficiali.

Per risolvere il circuito dobbiamo calcolarci la X e la R di fase. Si inizia a calcolare l'induttanza per via energetica seguendo il metodo proposto in [36]. Supponendo passivi i MP, l'energia magnetica accumulata risulta espressa da:

$$W_m = \frac{1}{2} * L_f * (i_a^2 + i_b^2 + i_c^2) \quad (9.17)$$

La (9.17) suggerisce un modo energetico per la determinazione della induttanza L .

Si consideri che $i_c = 0$; dunque $i_b = -i_a = i$, da cui

$$W_m = L_f * i^2 \quad (9.18)$$

$$L_f = \frac{W_m}{i^2} \quad (9.19)$$

volendo evidenziare la corrente totale di bobina $i_{\text{tot.b}}$, essendo

$$i_{\text{tot.b}} = i * N_{sb} \quad (9.20)$$

dove N_{sb} è il N° di spire per bobina, si ottiene:

$$L_f = W_m \left(\frac{N_{sb}}{i_{tot.b}} \right)^2 \quad (9.21)$$

I tubi di flusso del campo che si sviluppa tra due assi dente successivi sono sostenuti dalla corrente totale di cava I_{tc} compresa tra tali assi; analizzando tali tubi di flusso, si possono riconoscere tre contributi di permeanza, analoghi a quelli delle macchine tradizionali:

- permeanza Λ_c di dispersione in cava (con concatenamento graduale rispetto alla corrente di cava I_{tc});
- permeanza Λ_p di dispersione fra le teste denti (con concatenamento totale rispetto a I_{tc});
- permeanza Λ_p di reazione al traferro (linee di campo che raggiungono la superficie ferromagnetica del rotore, con concatenamento totale rispetto alla f.m.m. totale di dente).

Per le permeanze sopra introdotte si possono usare le seguenti espressioni:

- permeanza Λ_c di dispersione in cava (dalla formula classica di una cava rettangolare):

$$\Lambda_c = \mu_0 * \frac{h_d * L}{3 * b_c} = 6.33 * 10^{-6} H \quad (9.22)$$

- permeanza Λ_p di dispersione fra i ponticelli delle teste denti per tener conto delle linee di campo che si svolgono nella porzione rastremata del dente, si sostituisce l'altezza del ponticello h_a con l'altezza dell'espansione h_e ; inoltre, la mappa di campo mostra che la dispersione fra le teste denti si sviluppa fino a metà della testa dente => come estremi di integrazione del log si assumono $\tau_c/2$ e $ba/2$

$$\Lambda_p = \mu_0 * \left(\frac{h_e}{b_a} + \frac{1}{\pi} * \ln \left(\frac{\tau_c}{b_a} \right) \right) = 1.606 * 10^{-6} H \quad (9.23)$$

- permeanza Λ_p di reazione al traferro:

$$\Lambda_p = \mu_0 * \frac{b_e * L}{g_{eq}} = 1.247 * 10^{-6} H \quad (9.24)$$

dove:

$$g_{eq} = g + \frac{h_m}{\mu_r} = 12 \text{mm} \quad (9.25)$$

è il traferro magnetico equivalente (con h_m e μ_r rispettivamente altezza e permeabilità reversibile relativa del MP).

La conoscenza di queste permeanze consente di affrontare il calcolo della energia accumulata nel campo di dispersione e di reazione sulla base della rete magnetica equivalente di fig.9.13: tale rete si riferisce ad un ciclo elettromagnetico, magnetizzato con due sole fasi alimentate ($i_b = -i_a$; $i_c = 0$).

Nella rete sono riconoscibili i seguenti elementi:

- permeanze Λ_p di reazione, tra ciascuna testa dente e la linea equipotenziale della corona ferromagnetica di traslatore (si ipotizzi saturazione trascurabile nei gioghi);
- permeanze $\Lambda_e = \Lambda_c + \Lambda_p$ di dispersione, somma dei contributi in cava e fra i ponticelli;
- lati attivi di bobina in cava delle sole bobine effettivamente percorse da corrente, con il relativo verso entrante o uscente (corrispondente a croce e punto);

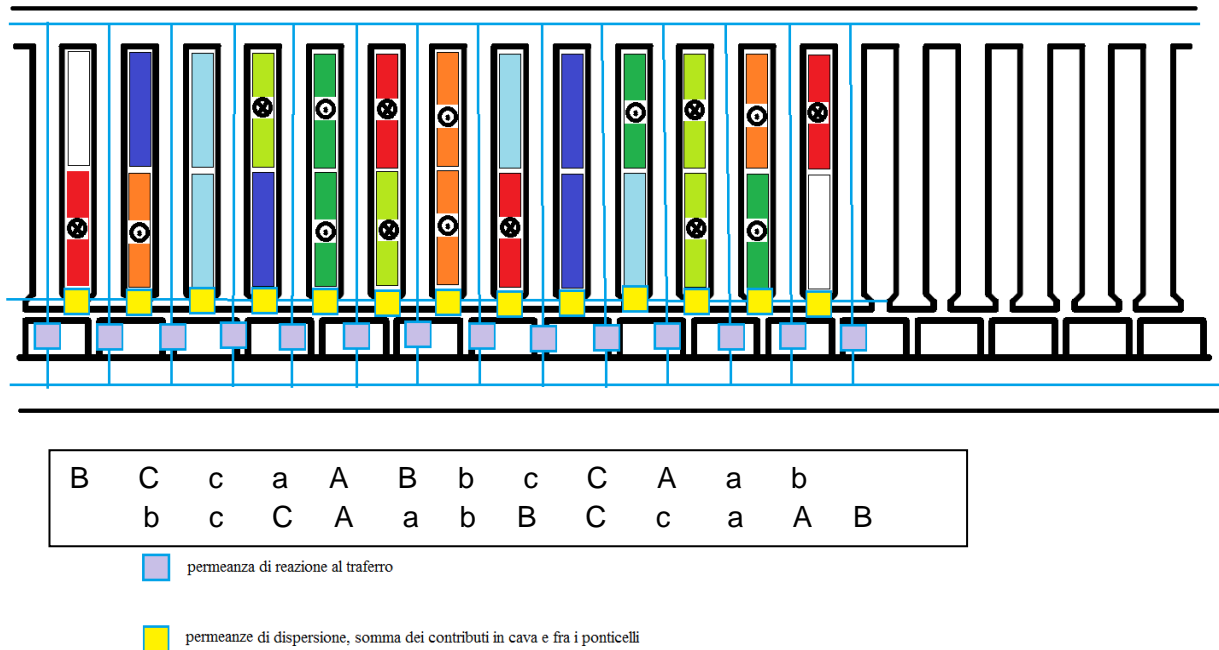


Figura 9.13: Rete magnetica equivalente relativa a un ciclo elettromagnetico

Poiché si riconosce che non può esistere alcuna d.d.p.m. tra le linee nei due gioghi (perché il sistema di correnti è a risultante nulla), la d.d.p.m. cui risulta sottoposta ciascuna permeanza di reazione è la f.m.m. totale del dente cui tale permeanza è collegata: a seconda del dente cui è connessa, tale f.m.m. può valere $I_{\text{tot.b}}$ oppure $2 \cdot I_{\text{tot.b}}$.

Ciascuna permeanza di dispersione risulta sottoposta alla d.d.p.m. pari alla corrente totale della cava cui si riferisce: a seconda della cava, tale corrente totale di cava può valere $I_{\text{tot.b}}$ oppure $2 \cdot I_{\text{tot.b}}$.

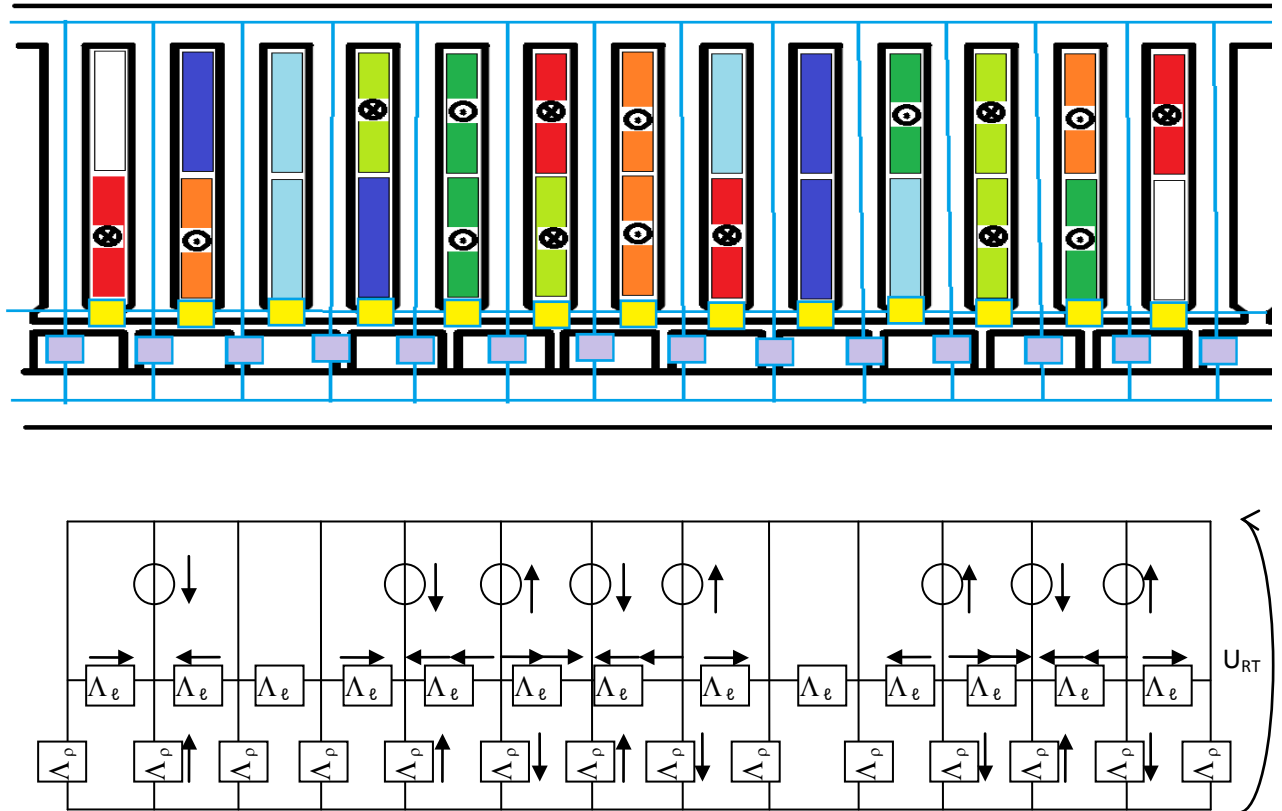


Figura 9.14: rappresentazione del circuito magnetico

La fmm di ogni generatore è $I_{tot.b}$, e questo è il valore di fmm di tutte le frecce disegnate.

I gioghi di statore e di traslatore sono assunti equipotenziali $\Rightarrow U_{RT} = 0 \Rightarrow$

- 1) sono energizzate solo le Λ_p che sono in serie a delle bobine alimentate
- 2) sono energizzate solo le Λ_e che sono adiacenti a delle bobine alimentate; in particolare, se una Λ_e si trova tra una bobina alimentata ed una non alimentata, è sottoposta a $I_{tot.b}$, mentre se una Λ_e si trova tra due bobine alimentate, è sottoposta a $2 \cdot I_{tot.b}$.

Di conseguenza, vi sono 8 Λ_p sottoposte a $I_{tot.b}$, 6 Λ_e sottoposte a $I_{tot.b}$, 5 Λ_e sottoposte a $2 \cdot I_{tot.b}$

Quindi l'energia di 1 ciclo elettromagnetico è:

$$W_{ciclo.e} = \frac{1}{2} * [8 * \Lambda_p * I_{tot.b}^2 + 6 * \Lambda_e * I_{tot.b}^2 + 5 * \Lambda_e * (2 * I_{tot.b})^2] = \frac{I_{tot.b}^2}{2} * (8 * \Lambda_p + 26 * \Lambda_e) \quad (9.26)$$

Ricordando le (9.18) e (9.19) e notando che:

$$W_m = N_{ce} * W_{ciclo.e} = N_c / 2 * W_{ciclo.e} \quad (9.27)$$

con N_c numero dei cicli elettromagnetici, N_c numero dei cicli, l'induttanza di fase risulta:

$$L_f = W_m \left(\frac{N_{sb}}{I_{tot.b}} \right)^2 = \frac{N_c i_{tot.b}^2}{2} (8\Lambda_\rho + 26\Lambda_\ell) * \left(\frac{N_{sb}}{I_{tot.b}} \right)^2 = \frac{N_c N_{sb}^2}{4} (8\Lambda_\rho + 26\Lambda_\ell) = 1.195H$$

(9.28)

In questa fase preliminare la resistenza di fase verrà calcolata come resistenza ohmica della lunghezza totale del filo di una fase (considerando una sezione del filo $s_c=6\text{mm}^2$ ed una lunghezza di spira media $l_{sm}=2.032\text{m}$):

$$R_f = N_{sb} * N_{bs} * N_s * N_c * \rho_{cu} * \frac{l_{sm}}{s_c} = 47 * 1 * 2 * 10 * 1.69 * 10^{-8} * \frac{2.032}{6 * 10^{-6}} = 5.38\Omega$$

(9.29)

Con N_{bs} il numero di spire per bobina, N_{bs} numero bobine per strato, N_s numero strati, N_c numero cicli e ρ_{cu} la resistività del rame.

9.9 Simulazioni FEM

Si eseguono delle simulazioni FEM con l'ausilio del software Maxwell della Ansoft versione 2D. Essendo la macchina molto larga rispetto all'altezza si può assumere soddisfacente lo studio in 2D. Grazie a questo si verificano i parametri di energia del ciclo quindi induttanza.

Si è cominciato disegnando la geometria della macchina con le misure ricavate dai calcoli soprastanti.

Nel disegno si è tenuto in considerazione un solo ciclo elettromagnetico imponendo condizioni di simmetria ai bordi.

Sono stati assegnati i materiali alle varie componenti assegnando ai magneti un materiale che caratterizzi la sola permeabilità relativa di 1.1 ma li lasci inattivi.

Alle bobine sono state assegnate correnti $i_a=-i_b=i_{FEM}$ e $i_c=0$.

Sono state eseguite analisi magnetostatiche da qui è stato possibile vedere il corretto andamento dei flussi, ottenere l'energia di un ciclo quindi determinare l'induttanza.

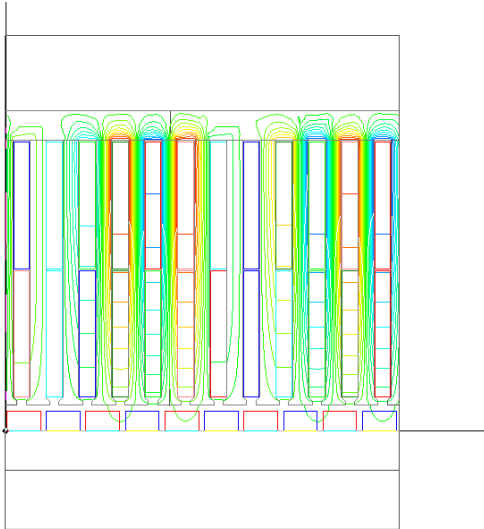


Figura 9.15: linee di flusso con solo bobine attive e con $I_a = -I_b$ e $I_c = 0$.

Da questa simulazione si è ricavata l'energia del ciclo $W_{mFEM} = 290.78J$

Quindi si può ottenere l'induttanza con la formula:

$$L_{fFEM} = \frac{W_{mFEM} * N_c}{i_{FEM}^2} = 1.314H \quad (9.30)$$

Si può verificare questo risultato tramite il calcolo dell'energia con la matrice delle induttanze fornita da Maxwell:

$$\begin{aligned} L_{AA} &= 6.659 * 10^{-6} / 4 & L_{aa} &= L_{AA} L_{Aa} = -L_{AA} \\ L_{BB} &= 6.658 * 10^{-6} / 4 & L_{bb} &= L_{BB} L_{Bb} = -L_{BB} \\ L_{Ab} &= 0.7711 * 10^{-6} / 4 & L_{Ba} &= L_{Ab} L_{AB} = L_{ab} = -L_{Ab} \end{aligned}$$

$$W_{m,L} = \frac{1}{2} (L_{AA} * i_A^2 + L_{BB} * i_B^2 + L_{aa} * i_a^2 + L_{bb} * i_b^2) + (L_{AB} * i_A * i_B + L_{Aa} * i_A * i_a + L_{Ab} * i_A * i_b + L_{Ba} * i_B * i_a + L_{Bb} * i_B * i_b + L_{ab} * i_a * i_b) = 290.8J \quad (9.31)$$

Si vede che c'è una differenza del 10% tra modello analitico e FEM; questo risultato illustra la congruenza tra i due metodi a parte qualche problema di modellizzazione dei parametri. Infatti se per esempio si prova a distribuire i conduttori di ogni bobina su tutta la altezza del dente come in fig.9.16 la differenza tra le due modalità di calcolo (analitico e FEM) scende a 7.8%.

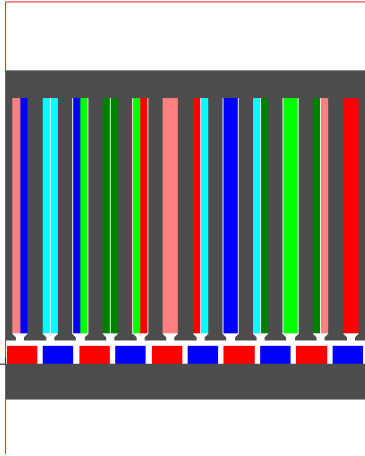


Figura 9.16: Simulazione generatore con avvolgimento occupante l'intera altezza di dente

9.10 Prove a carico

Con la progettazione della macchina abbiamo ottenuto il valore della fem a vuoto della resistenza di avvolgimento e l'induttanza dell'avvolgimento. Questi dati sono riferiti a un lato del generatore ma noi ne abbiamo due in parallelo quindi il circuito equivalente potremmo così rappresentarlo:

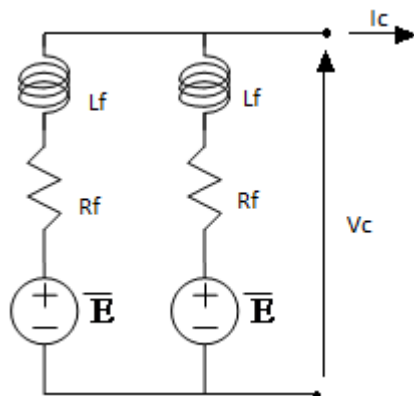


Figura 9.17: Circuito equivalente dei due lati del generatore

Proviamo ad effettuare delle prove con diverse impedenze di carico e calcoliamo:

- la corrente I_c che transita nel carico come:

$$I_c = \frac{E}{Z_c + \frac{Z_i}{2}} \quad (9.32)$$

Con Z_c impedenza del carico e Z_i l'impedenza interna cioè $Z_i = R_f + j\omega L$.

- La tensione sul carico V_c come:

$$V_c = R_c * I_c \quad (9.33)$$

- La potenza al carico P_c come:

$$P_c = 3 * V_c * I_c \quad (9.34)$$

- Il coseno dell'angolo di carico $\cos g$:

$$\cos g = \frac{V_c + \left(\frac{R_f}{2} * I_c\right)}{E} \quad (9.35)$$

- La potenza dispersa negli avvolgimenti come:

$$P_{cu} = 3 * 2 * \left(R_f * \left(\frac{I_c}{2}\right)^2\right) \quad (9.36)$$

- Il rendimento η come:

$$\eta = \frac{P_c}{P_c + P_{cu}} \quad (9.37)$$

In primo luogo sono state eseguite prove con un carico resistivo. Le prove sono state considerate con valori nominali di tensione indotta E ($E_n = 230$ Vrms) e di frequenza ($f_n = 5$ Hz). Variando la resistenza di carico troviamo i valori riportati nella seguente tabella:

Tabella 9.4: Prove con carico resistivo

R_c	I_c	V_c	P_c	$\cos \gamma$	γ	P_{cu}	η
0	11,05	0,00	0	0,129	-78,79	985,3	0
0,1	11,04	1,10	37	0,134	-77,79	984,1	0,036
0,25	11,03	2,76	91	0,141	-77,79	982,1	0,085
0,5	11,01	5,51	182	0,153	-77,79	978,7	0,157
1	10,97	10,97	361	0,176	-77,79	971,0	0,271
2	10,87	21,73	708	0,222	-74,63	952,9	0,426
3	10,74	32,23	1039	0,266	-71,55	931,3	0,527
4	10,60	42,40	1348	0,308	-68,58	906,8	0,598
5	10,44	52,21	1636	0,349	-65,73	879,9	0,650
9	9,70	87,27	2538	0,493	-55,58	758,7	0,770
10	9,49	94,93	2703	0,524	-53,35	727,2	0,788
15	8,46	126,9	3221	0,651	-43,96	577,7	0,848
16	8,26	132,2	3275	0,671	-42,38	550,6	0,856
17	8,06	137,1	3316	0,690	-40,9	524,6	0,863
18	7,87	141,7	3345	0,708	-39,5	499,8	0,870
20	7,50	150,0	3374	0,740	-36,93	453,7	0,881
25	6,66	166,5	3326	0,802	-31,63	357,9	0,903
30	5,95	178,5	3185	0,846	-27,55	285,6	0,918
40	4,85	194,0	2823	0,900	-21,78	189,9	0,937
50	4,06	203,2	2478	0,931	-17,94	133,3	0,949
60	3,48	209,1	2186	0,950	-15,22	98,0	0,957

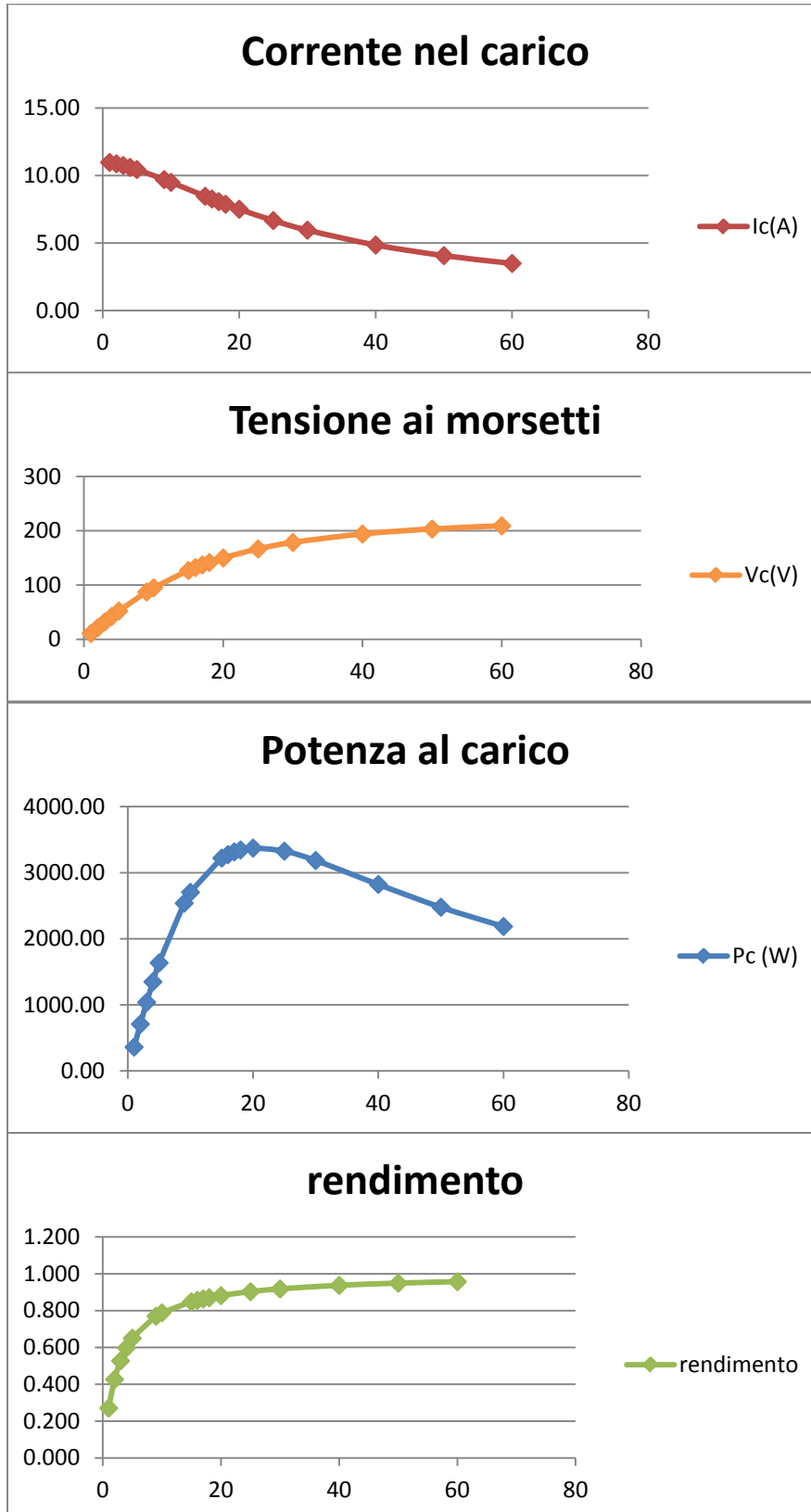


Figura 9.18: Grafici relativi alle prove con carico resistivo

L'angolo di carico risulta ampio per questo si ottiene una potenza estratta così bassa; questo è dovuto all'entità elevata dei flussi di dispersione, a sua volta causata dalla lunghezza dei denti e dal grande traferro equivalente.

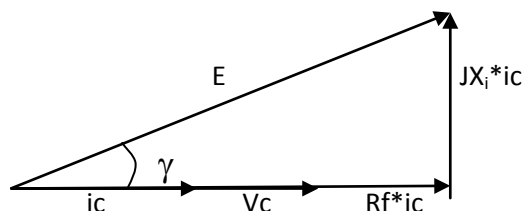


Figura 9.17: Diagramma di carico con carico resistivo

Pensando però di collegare a valle del generatore un convertitore AC-DC controllato si può ipotizzare l'esistenza di un sistema di controllo delle valvole che porti continue modifiche al carico in base alla potenza meccanica in ingresso ottimizzando la potenza in uscita. In questo caso il carico può essere visto come R-C. Scegliendo $C=0.657F$ per riportare il fasore corrente in fase con la fem interna e variando la resistenza di carico troviamo i valori riportati nella seguente tabella:

Tabella 9.5: Prove con carico R-C

Rc	Ic	Vc	Pc	cos g	g	Pcu	η
0	85,50	0	0	1,000	0	58996	0
0,1	82,44	8,24	2039	1,000	0	54843	0,036
0,25	78,23	19,56	4590	1,000	0	49389	0,085
0,5	72,10	36,05	7798	1,000	0	41952	0,157
1	62,33	62,33	11655	1,000	0	31353	0,271
2	49,04	98,08	14430	1,000	0	19408	0,426
2,69	42,75	115,00	14749	1,000	0	14749	0,500
3	40,42	121,27	14705	1,000	0	13186	0,527
4	34,38	137,52	14184	1,000	0	9538	0,598
5	29,91	149,54	13418	1,000	0	7219	0,650
9	19,67	177,07	10452	1,000	0	3124	0,770
10	18,12	181,25	9855	1,000	0	2651	0,788
15	13,00	195,03	7607	1,000	0	1364	0,848
16	12,31	196,90	7269	1,000	0	1222	0,856
17	11,68	198,58	6959	1,000	0	1101	0,863
18	11,12	200,10	6673	1,000	0	997	0,870
20	10,14	202,73	6165	1,000	0	829	0,881
25	8,31	207,66	5175	1,000	0	557	0,903
30	7,04	211,07	4455	1,000	0	399	0,918

40	5,39	215,51	3483	1,000	0	234	0,937
50	4,37	218,26	2858	1,000	0	154	0,949
60	3,67	220,13	2423	1,000	0	109	0,957

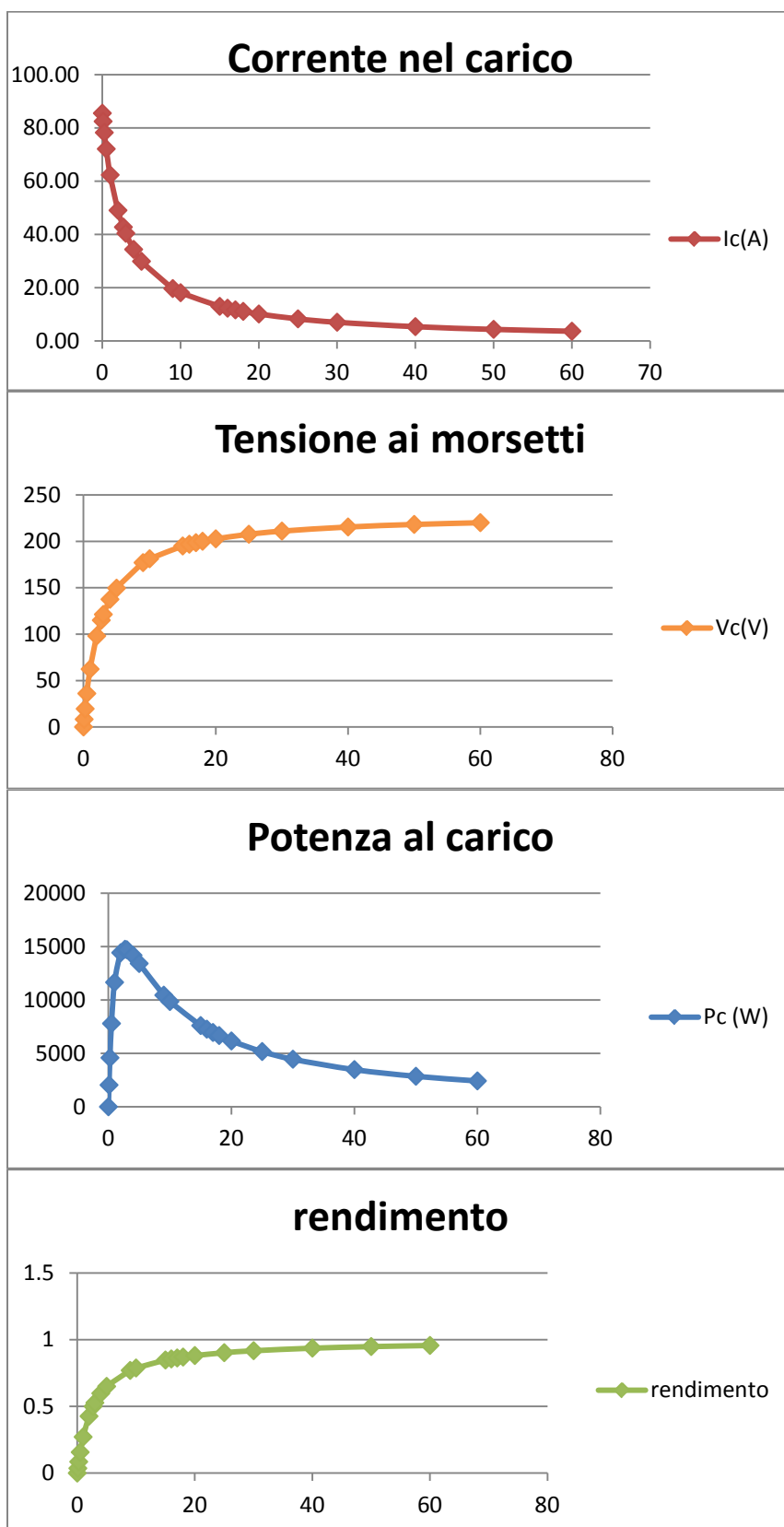


Figura 9.18: Grafici relativi alle prove con carico R-C

In questo caso l'angolo $\gamma=0$ e risulta $V_c=E-R_f \cdot I_c$. Si può subito notare l'aumento di potenza al carico con il suo massimo quando la R_c eguaglia la resistenza interna del generatore.

Conclusioni

Si è presentato l'EDS cioè un dispositivo in grado di trasformare i movimenti delle onde in movimenti lineari. Si è scelto, per la trasformazione da moti lineari ad energia elettrica, il passaggio diretto tramite generatore lineare. Sono state studiate e confrontate sei tipologie di generatori lineari trovati in letteratura e grazie a questo è stata scelta la tipologia che meglio si presta a questo caso cioè un generatore lineare sincrono a magneti permanenti bilatero. Si è progettato il generatore in grandezza reale basandosi su dati ricevuti dagli sviluppatori dell'EDS. Sono stati scelti magneti al NdFeB ed avvolgimenti concentrati e sono stati calcolati analiticamente i parametri della macchina. Successivamente si è passati alla verifica tramite metodo agli elementi finiti che si sono confermati i risultati ottenuti analiticamente. Infine sono state calcolate delle prove di carico vedendo anche l'effettivo rendimento. Prima della costruzione del progetto

BIBLIOGRAFIA

- [1] A. F. d. O. Falcao, "Wave energy utilisation: A review of the technologies," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 14, pp. 899-918, 2010.
- [2] M. Negri¹, F. Clerici¹ and S. Malavasi¹, "A breaker-zone wave energy converter"
- [3] M. A. Mueller, H. Polinder, and N. Baker, "Current and novel electrical generator technology for wave energy converters," in *Proc. IEEE IEMDC*, vol. 2, Antalya, Turkey, 2007, pp. 1401-1406
- [4] "Pelamis P-750 Wave Energy Converter," Pelamis Wave Power, Available Online [<http://www.pelamiswave.com/media/pelamisbrochure.pdf>], Accessed 22 April 2010.
- [5] Aquamarine Power. Available from <http://www.aquamarinepower.com/> (access date 1 July 2008).
- [6] H. Polinder, M.E.C. Damen, F. Gardner, 'Linear PM generator system for wave energy conversion in the AWS'. In *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2004 (vol. 19), pp. 583-589.
- [7] BDrew, A R Plummer, MN Sahinkaya, "A review of wave energy converter technology" *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*, 223 (8), pp. 887-902.
- [8] E. Spooner, M.A. Mueller, "Comparative study of linear generators and hydraulic systems for wave energy conversion", University of Durham, School of engineering, 2001, ETSU Report V/06/00189/REP.
- [9] O. Danielsson, "Linear Synchronous Permanent Magnet Generator," Ph.D. dissertation, Dept. Engineering Sciences, Uppsala University, Sweden, 2006.
- [10] Tesi di laurea magistrale Analisi di generatori lineari tubolari a magnete permanente per mezzo di reti magnetiche equivalenti RELATORE: PROF. ANDREA TORTELLA LAUREANDO: LUCA DALL'ORA
- [11] Mueller M, McDonald A, Ochije K, Jeffrey J, "A Novel Lightweight Permanent Magnet Generator for Direct Drive Power Take Off in Marine Renewable Energy Converters", *7th European Wave and Tidal Energy Conference*, September 2007

-
- [12] H. Polinder, B.C. Mecrow, A.G. Jack, P.G. Dickinson, and M.A. Mueller. "Conventional and tfpm linear generators for direct-drive wave energy conversion." *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, 20(2):260–267, 2005.
- [13] BAKER N.J., 'Linear Generators for Direct Drive Marine Renewable Energy Converters', PhD Thesis, University of Durham, July 2003
- [14] M. A. Mueller and N. J. Baker, "Modelling the performance of a vernier hybrid machine," *IEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 150, no. 6, pp. 647-654, Nov. 2003
- [15] Experimental verification of linear generator control for direct drive wave energy conversion
J.K.H. Shek D.E. Macpherson M.A. Mueller
- [16] A Novel Permanent Magnet Tubular Linear Generator for Ocean Wave Energy
- [17] Optimisation of a tubular linear machine with permanent magnets for wave energy extraction
- [18] C-GEN – a Lightweight Permanent Magnet Generator for Direct Drive Power Take Off Systems
M. Mueller A.S. McDonald
- [19] McDonald, A., Mueller, M., Polinder, H., (2008). Structural mass in direct-drive permanent magnet electrical generators, *IET Renew. Power Gener.*, vol. 2, issue 1, March 2008.
- [20] Development of a Novel Permanent Magnet Linear Generator Topology for Direct-Drive Wave Energy Converters A.S. McDonald*, M.A. Mueller and J.G. Jeffrey
- [21] Design and Testing of a Linear Generator for Wave-Energy Applications Neil Hodgins, Ozan Keysan, Alasdair S. McDonald, and Markus A. Mueller, *Member, IEEE*
- [22] N. Bianchi and S. Bolognani, "Design optimisation of electric motors by genetic algorithms," *Proc. Inst. Elect. Eng.—Elect. Power Appl.*, vol. 145, no. 5, pp. 475–483, Sep. 1998.
- [23] A Novel Lightweight Permanent Magnet Generator for Direct Drive Power Take Off in Marine Renewable Energy Converters Markus Mueller, Alasdair McDonald, Kenneth Ochije & John Jeffrey
- [24] Vermaak thesis
- [25] M. J. Kamper, "Comparison of linear permanent magnet machine with overlapping and non-overlapping air-cored stator windings," in *Proc. IET 4th Int. Conf. Power Electronics, Machines and Drives*, York, UK, 2008, pp. 767-771.
- [26] Design Aspects of a Novel Topology Air-Cored Permanent Magnet Linear Generator for Direct Drive Wave Energy Converters Rieghard Vermaak, *Member, IEEE*, and Maarten J. Kamper, *Senior Member, IEEE*
- [27] O. Danielsson and M. Leijon, "Flux distribution in linear permanent magnet synchronous machines including longitudinal end effects," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 43, no. 7, pp. 3197-3201, Jul. 2007.
- [28] Investigation of a low-power, double-sided switched reluctance generator for wave energy conversion Jianfei Pan, Yu Zou, Guangzhong Cao
-

-
- [29] H Polinder, B. Mecrow, A. Jack, P. Dickinson, & M.A. Mueller, "Linear Generators for Direct Drive Wave Energy Conversion", *IEEE. Trans. On Energy Conversion*, Vol. 20, No. 2, pp 260-267, June 2005, ISSN 0885-8969.
- [30] M.A. Mueller, A.S. McDonald & D.E. Macpherson, "Structural Analysis of Low Speed Axial Flux Permanent Magnet Machines", *IEE Proceedings on Electric Power Applications*, Vol. 152, No. 6, pp1417-1426, November 2005, ISSN 1350-2352
- [31] K. Nilsson, O. Danielsson & M. Leijon, "Electromagnetic forces in the airgap of a permanent magnet linear generator at no load", *Journal of Applied Physics*, 99, 034505, 2006.
- [32] Permanent Magnet Linear Generator for Renewable Energy Applications: Tubular vs. Four-Sided Structures C. A. Oprea, C. S. Martis, F. N. Jurca, D. Fodorean, L. Szabó
- [33] <http://www.italpro.com.br/uploads/produtos/manuais>
- [34] Reduction of Cogging Force in Linear Permanent-Magnet Generators Jawad Faiz, Mahdi Ebrahimi-Salari_, and Gh. Shahgholian_
- [35] O. Danielsson, K. Thorburn, M. Eriksson, and M. Leijon. Permanent magnet fixation concepts for linear generator. In *Fifth European Wave Energy Conference*, Cork, Ireland, 2003.
- [36] Macchine elettriche non tradizionali: caratteristiche, potenzialità, campi di impiego. A. Di Gerlando, G. M. Foglia, R. Perini, M. Ubaldini
- [37] Detailed Study of the Magnetic Circuit in a Longitudinal Flux Permanent-Magnet Synchronous Linear Generator O. Danielsson, *Member, IEEE*, M. Leijon, *Member, IEEE*, and E. Sjöstedt
- [38] Development of Novel Linear Drive Machines Thomas Daniel Cox A thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy