

POLITECNICO DI TORINO

Corso di Laurea Magistrale

in Ingegneria Elettrica

Tesi di Laurea Magistrale

Analisi delle metodologie di dimensionamento di generatori sincroni idroelettrici e confronto con i dati di collaudo



Relatori:

Prof. Andrea Cavagnino

Prof. Silvio Vaschetto

Supervisor aziendali:

Ing. Massimo Baret

Ing. Edoardo Cavallaro

Candidato:

Gerardo Cantalicio

Anno Accademico 2021/2022

Indice

Introduzione	1
1. Principio di funzionamento e particolarità costruttive delle macchine sincrone	2
1.1 Particolarità costruttive del rotore.....	4
1.2 Particolarità costruttive dello statore.....	6
1.3 Avvolgimento statorico.....	8
1.4 Principio di funzionamento.....	10
1.5 Fenomeno della reazione d'indotto.....	12
1.6 Modalità di funzionamento di un generatore sincrone	12
2. Inquadramento generale del caso di studio	16
2.1 Dati dell'impianto	16
2.2 Caratteristiche principali dei generatori sincroni in esame	19
2.2.1 Statore	20
2.2.2 Avvolgimento statore	22
2.2.3 Rotore.....	24
3. Calcoli di verifica elettromagnetica	26
3.1 Calcolo della caratteristica a vuoto	27
3.2 Calcolo del rapporto di corto circuito	33
3.3 Calcolo del rendimento convenzionale	34
3.3.1 Perdite nel ferro.....	34
3.3.2 Perdite di attrito e ventilazione	36
3.3.3 Perdite Joule nell'avvolgimento statorico e rotorico	37
3.3.4 Perdite nel circuito di eccitazione	39
3.3.5 Rendimento	40
4. Modellazione FEM del caso di studio.....	41
4.1 Descrizione generale del modello FEM.....	41
4.1.1 Definizione del problema.....	41
4.1.2 Modello geometrico	43
4.1.3 Condizioni al contorno.....	43
4.1.4 Definizione dei materiali.....	45
4.1.5 Creazione circuiti	49

4.1.6 Mesh.....	50
4.2 Simulazione a vuoto.....	51
4.3 Determinazione della caratteristica a vuoto	56
5. Procedura di collaudo e analisi dei dati registrati.....	58
5.1 Prova di saturazione a vuoto	59
5.2 Prova in corto circuito trifase permanente	64
5.3 Calcolo della reattanza sincrona diretta e rapporto di corto circuito.....	67
5.4 Calcolo della sovratemperatura nominale di statore	68
5.5 Rendimento convenzionale	71
5.6 Incertezza nella misura del rendimento.....	73
6. Confronto dei dati ricavati.....	75
6.1 Confronto dei valori di induzione magnetica stimati con i due diversi metodi di calcolo elettromagnetico.....	76
6.2 Confronto caratteristica a vuoto	79
6.3 Confronto dei valori di rendimento dei generatori sincroni.....	83
Conclusioni	85
Bibliografia	86
ALLEGATO A – Script Matlab per il calcolo del flusso concatenato	87
ALLEGATO B – Script Matlab per il calcolo della serie di Fourier e della tensione indotta	88
ALLEGATO C – Script per il calcolo della caratteristica a vuoto.....	90
ALLEGATO D – Dati misurati durante la fase di collaudo del secondo generatore sincrono in esame	92

Elenco delle figure

Figura 1. 1 Schema macchina a due poli	2
Figura 1. 2 Esempio di rotore liscio e rotore a poli salienti	4
Figura 1. 3 Esempio di rotore a poli salienti	4
Figura 1. 4 Procedura di posizionamento lamierini	6
Figura 1. 5 Cava a sezione rettangolare e cava a sezione trapezia.....	7
Figura 1. 6 Bobina con tecnologia resin rich	8
Figura 1. 7 Isolamento bobina	9
Figura 1. 8 Distribuzione fem indotta	10
Figura 1. 9 Diagramma vettoriale reazione indotto	12
Figura 1. 10 Diagramma vettoriale funzionamento a vuoto	13
Figura 1. 11 Esempio di curva di saturazione a vuoto	13
Figura 1. 12 Diagramma vettoriale in caso di sovraeccitazione	14
Figura 1. 13 Diagramma vettoriale in caso di scambio di potenza attiva	15
Figura 2. 1 Posizione Centrale di Strettara	16
Figura 2. 2 Posizione Centrale di strettara	17
Figura 2. 3 Condotta forzata presente in impianto.....	17
Figura 2. 4 Interno centrale idroelettrica Strettara	18
Figura 2. 5 Alternatore completo	19
Figura 2. 6 Curva cifra di perdita lamierini	20
Figura 2. 7 Interno statore Strettara	21
Figura 2. 8 Vista laterale dello statore di Strettara.....	21
Figura 2. 9 Sezione cava statore.....	22
Figura 2. 10 Schema elettrico avvolgimento statore.....	23
Figura 2. 11 Polo completo	24
Figura 2. 12 Rotore completo	25
Figura 3.1 Fasi progettazione.....	26
Figura 3. 2 Es. di caratteristica a vuoto in funzione delle amperspire e della corrente di eccitazione.....	27
Figura 3. 3 Esempio di calcolo del campo medio attraverso la curva B-H.....	29
Figura 3. 4 Caratteristica a vuoto tracciata con i dati di calcolo	31
Figura 3. 5 Perdite specifiche utilizzate dal programma di calcolo	34
Figura 3. 6 Ponte di Graetz utilizzato	39
Figura 4. 1 Finestra FEMM per le scelte preliminari.....	42
Figura 4. 2 Modello geometrico del settore di macchina analizzato.....	43
Figura 4. 3 Tipologia 1 di Boundary condition.....	44
Figura 4. 4 Tipologia 2 di Boundary condition.....	44
Figura 4. 5 Tipologia 3 di Boundary condition.....	45
Figura 4. 6 Caratteristiche materiale ferromagnetico statore	45
Figura 4. 7 Curva di magnetizzazione del lamierino statore.....	46
Figura 4. 8 Caratteristiche materiale ferromagnetico nucleo polare	47
Figura 4. 9 Curva di magnetizzazione del lamierino nucleo polare.....	48
Figura 4. 10 Caratteristiche del materiale utilizzato per gli avvolgimenti	48
Figura 4. 11 Caratteristiche circuito di eccitazione.....	49
Figura 4. 12 mesh del settore in esame	50

Figura 4. 13 Risultato simulazione a vuoto.....	51
Figura 4. 14 Potenziale vettore magnetico lungo il traferro.....	52
Figura 4. 15 Campo di induzione lungo il traferro.....	52
Figura 4. 16 Campo magnetico lungo il traferro.....	53
Figura 4. 17 Andamento del flusso concatenato registrato durante la simulazione a vuoto	54
Figura 4. 18 Scomposizione in serie di Fourier della tensione indotta	55
Figura 4. 19 Componenti armoniche misurate.....	56
Figura 4. 20 Caratteristica a vuoto calcolata con FEMM	56
Figura 5. 1 Schema di collegamento prova a vuoto	59
Figura 5. 2 Generatore sincrono in fase di collaudo	60
Figura 5. 3 Caratteristica di saturazione a vuoto.....	63
Figura 5. 4 Schema di collegamento prova in corto circuito	64
Figura 5. 5 Chiusura dell'avvolgimento in corto e posizionamento TA di misura.....	65
Figura 5. 6 Caratteristica in corto circuito	66
Figura 5. 7 Grandezze necessarie al calcolo della reattanza diretta non satura	67
Figura 6. 1 Valore di induzione giogo a vuoto.....	76
Figura 6. 2 Valore di induzione polo a vuoto	77
Figura 6. 3 Valore di induzione dente a vuoto	77
Figura 6. 4 Valore di induzione traferro a vuoto.....	78
Figura 6. 5 Confronto caratteristiche a vuoto	81
Figura 6. 6 Differenze tra le caratteristiche tracciate	82

Elenco delle tabelle

Tabella 2. 1 Dati di targa della turbina presente in impianto	18
Tabella 2. 2 Dati di targa dei generatori sincroni in esame.....	19
Tabella 2. 3 Dimensioni principali statore	20
Tabella 2. 4 Caratteristiche principali avvolgimento statore	23
Tabella 2. 5 Caratteristiche principali rotore	24
Tabella 3. 1 Valori ricavati dal programma di calcolo.....	32
Tabella 4. 1 Valori utilizzati per tracciare la caratteristica di magnetizzazione lamierino statore.....	46
Tabella 4. 2 Valori utilizzati per tracciare la caratteristica di magnetizzazione lamierino polo rotore.....	47
Tabella 4. 3 Coefficienti armoniche del flusso concatenato	55
Tabella 4. 4 Valori numerici ricavati dalle simulazioni a vuoto	57
Tabella 5. 1 Dati di targa del motore di traino	60
Tabella 5. 2 Strumenti utilizzati durante la prova a vuoto	61
Tabella 5. 3 Valori registrati durante la determinazione della caratteristica a vuoto	62
Tabella 5. 4 Strumenti utilizzati durante la prova in corto.....	65
Tabella 5. 5 Valori registrati durante la caratteristica in corto circuito.....	66
Tabella 5. 6 Valori di temperatura Test o	69
Tabella 5. 7 valori di temperatura Test n	69
Tabella 5. 8 Valori di temperatura test m.....	69
Tabella 5. 9 Sovratemperature statoriche nominale	70
Tabella 5. 10 Riferimenti di temperatura per calcolo di perdite Joule	73
Tabella 6. 1 Confronto valori di induzione	78
Tabella 6. 2 Dati collaudo Strettara GR.1	79
Tabella 6. 3 Dati collaudo Strettara GR.2	79
Tabella 6. 4 Dati ricavati dalle simulazione agli elementi finiti	80
Tabella 6. 5 Dati ricavati dal programma di calcolo a parametri concentrati	80
Tabella 6. 6 Confronto dati di collaudo	83
Tabella 6. 7 Confronto valori di rendimento ottenuti in fase di progetto e collaudo	84

Introduzione

Il seguente lavoro di tesi è il risultato di una collaborazione con l'azienda Motortecnica S.r.l del gruppo Nidec Asi, da anni operante nel settore della progettazione, fabbricazione e collaudo di macchine elettriche rotanti.

Il lavoro di tesi presenta i risultati ottenuti in fase di progettazione attraverso l'utilizzo di due diverse metodologie: modello di calcolo a parametri concentrati e analisi agli elementi finiti. Tale studio si pone come principale obiettivo un confronto approfondito tra i valori risultanti dai calcoli di verifica elettromagnetica e le misure rilevate durante i test eseguiti al termine del processo di fabbricazione dell'alternatore completo.

Sono stati analizzati due generatori sincroni trifase per applicazione idroelettrica. Le due macchine in esame presentano le stesse caratteristiche costruttive e progettuali. I due generatori sono stati collaudati con le stesse modalità avendo come riferimento le norme CEI attualmente in vigore (CEI 60034-1, CEI 60034-2, CEI 60034-4, CEI 60034-29).

L'elaborato di tesi è organizzato come segue:

Nel *Capitolo 1* è presentata una descrizione delle caratteristiche costruttive dei principali componenti di un generatore sincrono e i principi alla base del funzionamento delle macchine rotanti utilizzate per la produzione di energia elettrica.

Il *Capitolo 2* contiene una breve presentazione del nucleo idroelettrico che ospiterà i due alternatori, seguita da una descrizione delle caratteristiche della macchina oggetto di studio: dimensioni fondamentali del sistema indotto e di quello induttore, tipologia di avvolgimento, scelta dei materiali impiegati.

Nel *Capitolo 3* è descritto il modello di calcolo a parametri concentrati utilizzato in azienda per la verifica delle prestazioni elettromagnetiche della macchina in esame. In particolare, sono mostrate le modalità di calcolo delle grandezze d'interesse per questo lavoro di tesi: caratteristica di saturazione a vuoto, rapporto di corto circuito e rendimento convenzionale..

Nel *Capitolo 4* viene proposta l'analisi agli elementi finiti, partendo dalla descrizione del software adoperato per effettuare le simulazioni, fino a presentare le scelte fatte per modellare il sistema fisico, oggetto di studio, con i conseguenti risultati ottenuti.

Nel *Capitolo 5* si riportano tutte le prove eseguite durante la fase di collaudo tenuta in sala prove: le modalità di esecuzione delle prove, la strumentazione utilizzata per l'acquisizione dei risultati e la fase di post processing dei dati ottenuti.

Il *Capitolo 6* mira al confronto dei risultati ottenuti durante le tre diverse modalità di analisi, in modo da modificare ,se necessario, gli strumenti analitici utilizzati in fase di progetto. Lo scopo dell'analisi è di raggiungere una previsione delle grandezze caratteristiche di funzionamento concordi ai risultati delle misure eseguite in fase di collaudo.

Capitolo 1

Principio di funzionamento e particolarità costruttive delle macchine sincrone

Vengono definite macchine sincrone tutte quelle macchine a corrente alternata (generatori e motori), la cui velocità di funzionamento è strettamente legata alla frequenza della tensione generata o applicata ai terminali di macchina. I generatori sincroni sono più comunemente chiamati alternatori.

Tanto gli alternatori che i motori sincroni si basano sul medesimo principio di funzionamento, basato sul fenomeno dell'induzione magnetica, che viene ad applicarsi attraverso un movimento di rotazione relativa tra sistema induttore e sistema indotto. Per realizzare questo movimento relativo le macchine sincrone si compongono essenzialmente di due parti fondamentali, una parte fissa, denominata statore, e una rotante, il rotore.

Nelle macchine sincrone l'avvolgimento indotto viene disposto nello statore, sul rotore viene invece montato il sistema induttore che deve essere correttamente eccitato con una corrente continua. Nelle macchine sincrone, quindi le f.e.m. indotte vengono direttamente prelevate e utilizzate nella forma alternata. Una tale semplificazione costruttiva permette di risolvere i problemi inerenti all'isolamento dell'avvolgimento indotto che viene ad essere costituito dal semplice collegamento in serie di un certo numero di conduttori attivi, ciò rende possibile la generazione diretta di tensioni e correnti assai più elevate di quelle ottenibili nella macchina a corrente continua. Sulla base dei ragionamenti esposti, le macchine sincrone assumono una configurazione strutturale come quella rappresentata nella figura 1.1. [5]

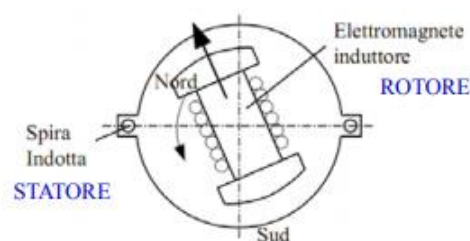


Figura 1. 1 : Schema macchina a due poli [6]

Il sistema induttore calettato sull'albero di rotazione della macchina è costituito fondamentalmente da una corona di acciaio fuso o fucinato, dalla quale sporgono radialmente verso il traferro diversi poli, ciascuno costituito da un nucleo e da un'espansione polare convenientemente sagomata. L'insieme della corona e dei poli costituisce la ruota polare. Sui nuclei dei poli vengono avvolte le bobine magnetizzanti che saranno

poi attraversate da una corrente continua, in modo tale da creare lungo la corona una successione di polarità nord e sud.

Il sistema indotto si compone di una corona statorica, costruita in lamierini magnetici isolati, che si sviluppa coassialmente al rotore per tutta la lunghezza dei poli. Nella superficie interna della corona vengono realizzati degli intagli, anche dette cave, in cui vengono collocati i conduttori attivi che compongono l'avvolgimento di indotto.

Quando la ruota polare viene messa in rotazione e mantenuta ad una velocità costante, il flusso magnetico emanato dai poli viene a scorrere lungo il traferro, e così muovendosi taglia i conduttori attivi, in ciascuno dei quali genera una f.e.m indotta. Poiché il campo induttore è caratterizzato da una successione di poli magnetici a polarità opposta, ne deriva che le f.e.m indotte risultino alternate, con una frequenza funzione della velocità di rotazione e del numero di poli presenti.

$$f = \frac{p \cdot n}{60} \quad (Eq. 1.1)$$

Dove:

f = frequenza della tensione generata

p = coppie di poli

n = numero di giri

1.1 Particolarità costruttive del rotore

Negli alternatori, l'induttore viene costruito essenzialmente secondo due tipi: induttori a poli salienti e induttori a poli lisci. Il primo tipo viene utilizzato per le macchine con più di quattro poli, che lavorano con una velocità angolare limitata, come nelle centrali idroelettriche. Il secondo tipo è invece più indicato per lavorare con velocità elevate, turboalternatori.

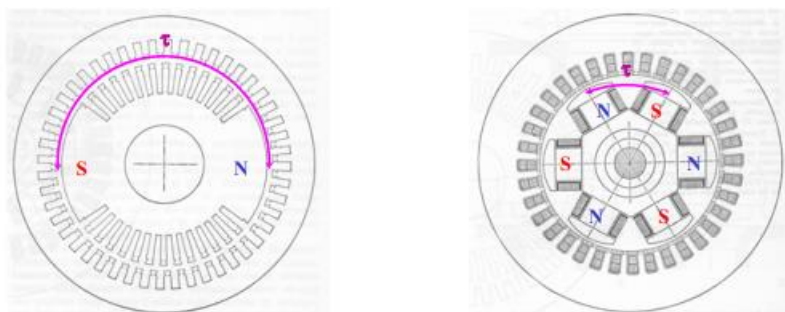


Figura 1. 2 : Esempio di rotore liscio e rotore a poli salienti [6]

L'induttore a poli saliente si compone di una corona circolare su cui devono essere saldamente montate le espansioni polari. La distanza fra gli assi di due poli contigui prende il nome di passo polare. I nuclei polari vengono talvolta fusi anch'essi in un solo getto con la fascia, ma più spesso sono riportati. Considerando il secondo caso, una delle problematiche costruttive fondamentali è il fissaggio dei poli, date le ingentissime sollecitazioni centrifughe dovute al peso proprio del polo e al peso della bobina magnetizzante. Se la ruota polare ha un diametro sufficiente, si possono fissare i nuclei polari alla corona con due bulloni realizzando in questo modo una costruzione comoda ed economica. Tale costruzione deve essere tuttavia abbandonata quando le sollecitazioni meccaniche diventano troppo intense, si ricorre in questo caso all'attacco a coda di rondine con chiavette di forzamento o spinotto di espansione. [5]

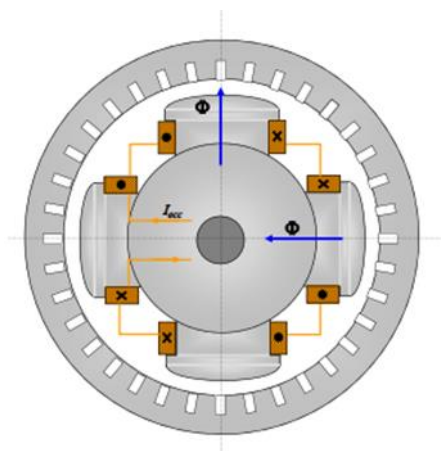


Figura 1. 3 : Esempio di rotore a poli salienti [6]

Un problema costruttivo assai importante è quello inerente al profilo dell'espansione polare, che deve determinare una distribuzione sinusoidale dell'induzione al traferro in modo da ottenere una f.e.m indotta della stessa forma. Questo risultato viene ottenuto sagomando opportunamente il profilo dell'espansione polare in modo da formare un traferro di spessore crescente a partire dall'asse polare verso i bordi. Le espansioni polari devono essere laminate quando l'indotto è del tipo a canali aperti, per ridurre la perdita per correnti parassite conseguenti alle oscillazioni di flusso che si dirigono verso i denti dell'indotto.

Sui nuclei polari devono essere posizionate le bobine magnetizzanti, preventivamente costruite al tornio. Le varie bobine sono collegate in serie fra loro e l'intero avvolgimento è soggetto ad una tensione che può variare da 100 V a 500V. L'isolamento deve soddisfare perciò esigenze meccaniche sicuramente superiori a quelle elettriche. La sezione dei conduttori deve essere proporzionale all'intensità di corrente di eccitazione. Per avere un'indicazione sull'ordine di grandezza della corrente di eccitazione, consideriamo una potenza di eccitazione che in genera varia tra lo 0,3% e 1,5% della potenza nominale. Da questi dati e dai limiti di tensione sopra citati è facilmente intuibile che per grandi generatori sincroni i valori di corrente di eccitazione sono molto elevati. In questi casi le bobine vengono realizzate con piattina o nastro di rame, l'isolamento tra le spire viene fatto con carta o dove si hanno maggiori sollecitazioni con mica-carta.

1.2 Particolarità costruttive dello statore

L'indotto delle macchine sincrone si compone di un pacco lamellare di corone circolari costituente il nucleo magnetico. La costruzione laminata di questo nucleo è necessaria poiché il pacco magnetico è soggetto alle stesse variazioni di flusso alle quali vengono sottoposti i conduttori attivi, un nucleo di costruzione massiccia diverrebbe sede di correnti parassite di entità troppo elevata da non permettere un corretto funzionamento della macchina. Per la formazione del pacco si parte in genere da lamiere dello spessore di circa 0.5 mm che vengono lavorate fino a raggiungere la forma desiderata.



Figura 1. 4 : Procedura di posizionamento lamierini

In corrispondenza del bordo interno vengono realizzati dei fori che prendono il nome di cave, nei quali verrà alloggiato l'avvolgimento indotto. La scelta del tipo di cava ha una grande influenza sulle caratteristiche costruttive della macchina. Cave aperte permettono la costruzione di avvolgimenti indotti sagomanti da inserire nei canali dopo averle prodotte e testate, ottenendo così livelli di isolamenti molto elevati e rende questo tipo di cave particolarmente indicate per macchine di grossa taglia. Al contrario, i canali aperti aumentano la riluttanza dei circuiti magnetici questo comporta un maggior numero di amperspire magnetizzanti, inoltre, richiedono delle espansioni polari laminate per la discontinuità di flusso che si crea al traferro. La forma delle cave ha anche notevole influenza sulle caratteristiche di funzionamento della macchina, passando da cave aperte a chiuse aumenta la reattanza di dispersione e quindi i flussi dispersi.

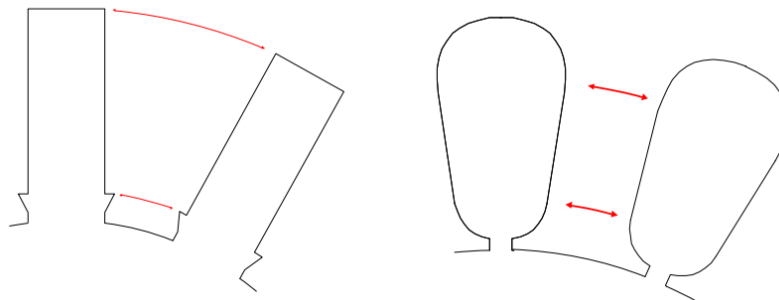


Figura 1. 5 : Cava a sezione rettangolare e cava a sezione trapezia [7]

Quando il diametro esterno di statore eccede i 900-1000 mm serve ricorrere alla costruzione a settori. Il numero di settori è stabilito essenzialmente in base a due considerazioni: riduzione dei costi e riduzione degli sfidri. Il pacco lamellare di indotto viene suddiviso in pacchi minori creando così dei canali di ventilazione per permettere la dispersione di calore che si genererà durante il funzionamento della macchina.

1.3 Avvolgimento statorico

L'avvolgimento indotto può essere costruttivamente realizzato a matasse in filo di rame o treccia, oppure a sbarre in piattina rettangolare collocata nei canali di coltello. Quest'ultima tipologia di avvolgimenti sono detti "form wound", la loro costruzione prevede che i singoli conduttori (piattine di rame) occupino una posizione ben definita all'interno della bobina. L'aspetto esterno è quello di una barra rigida, performata, con un consistente isolamento esterno, necessario a causa delle elevate tensioni in gioco nelle macchine che utilizzano questa tecnologia.

I conduttori che costituiscono la bobina sono isolati tra loro (isolamento conduttore) con un composto di un filato misto di fibre di vetro e poliestere termoplastico. La trasposizione delle piattine nel tratto di cava (tratto rettilineo) è generalmente eseguita con il sistema Roebel, che prevede la variazione della posizione della piattina in modo che ogni piattina sia sottoposta complessivamente alla stessa tensione indotta. La bobina viene quindi isolata verso massa con un isolamento costituito da mica, che funge da protezione contro le scariche parziali, vetro, che è un materiale di supporto utilizzato per migliorare le caratteristiche meccaniche e resina, che funge da legante e riempie i vuoti eliminando l'aria, possibile sede di scariche. In alcuni casi si possono avere bobine a più spire.

L'applicazione dell'isolamento verso massa può essere realizzata con uno dei due seguenti processi tecnologici:

- Resin rich
- Vacuum Pressure Impregnation VPI

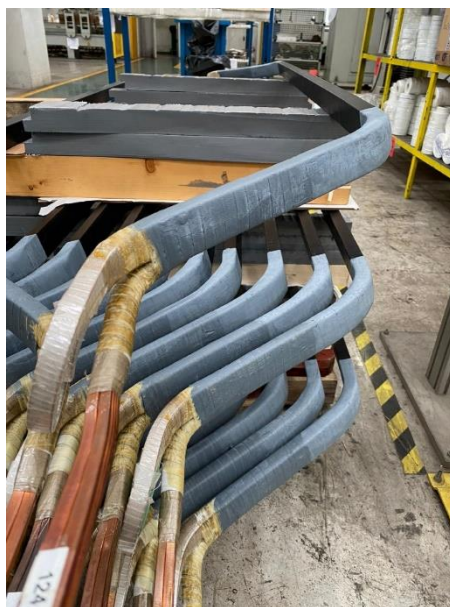


Figura 1. 6 : Bobina con tecnologia resin rich

1.4 Principio di funzionamento

I principi alla base del funzionamento di una macchina sincrona sono quelli del campo magnetico rotante e dell'induzione magnetica; se il flusso concatenato da un avvolgimento è variabile in esso viene generata una forza elettromotrice (legge di Faraday). Nelle macchine sincrone la variazione di flusso è realizzata facendo ruotare all'interno dello statore un circuito induttore, il rotore. La frequenza della f.e.m. indotta nello statore è strettamente legata alla velocità di rotazione dalla già citata relazione (Eq. 1.1).

Si consideri un rotore a poli salienti, tecnologia utilizzata nelle centrali idroelettriche, in un conduttore che si muove in un campo magnetico si induce una f.e.m. tale che:

$$e = B \cdot v \cdot l \quad (Eq. 1.2)$$

Dove l è la lunghezza della parte attiva del conduttore di statore (tratto rettilineo all'interno della cava), v è la velocità periferica del rotore e B l'induzione magnetica al traferro prodotta dal circuito di rotore. Si noti che v è anche la velocità relativa del conduttore di statore rispetto al flusso magnetico prodotto dal rotore. Essendo l e v costanti la tensione indotta in ciascun conduttore avrà un andamento che seguirà le variazioni di flusso. [5]

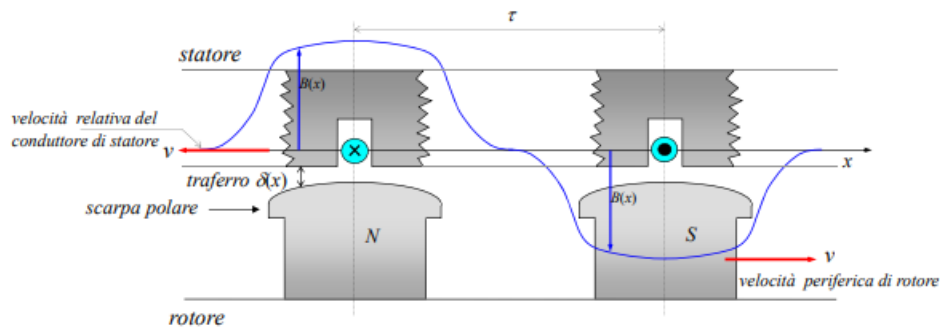


Figura 1. 8 : Distribuzione fem indotta [6]

La distribuzione di induzione al traferro è di tipo sinusoidale, più o meno distorta, ma in ogni caso è sempre alternata, nulla in corrispondenza degli assi interpolari e massima in corrispondenza degli assi dei poli. La distribuzione di B è influenzata dalla forma e dall'ampiezza delle espansioni polari, ma anche dall'ampiezza del traferro e dal grado di saturazione dei denti di statore. Si ipotizzi dunque che l'andamento nel tempo della tensione sia di tipo sinusoidale. Il valore medio nel semiperiodo della tensione indotta (e_m) sarà:

$$e_m = B_m \cdot l \cdot v \quad (Eq. 1.3)$$

$$B_m = \frac{\Phi}{l \cdot \tau} \quad (Eq. 1.4)$$

Dove:

- B_m è l'induzione media
- ϕ è il flusso concatenato
- l è la lunghezza del cavo
- τ è il passo polare

Il valore efficace della tensione indotta in un conduttore, se questa si può ritenere sinusoidale, sarà:

$$E = k_f \cdot e_m = 2 \cdot 1,11 \cdot \phi \cdot f \quad (E.q. 1.5)$$

Con k_f fattore di forma. Pertanto, in ciascuna fase di statore, costituita da N conduttori la f.e.m. indotta E_0 sarà uguale a:

$$E_0 = K_1 \cdot \phi_{ecc} \cdot N \cdot f \quad (E.q. 1.6)$$

Dove K è un coefficiente che tiene conto delle caratteristiche costruttive dell'avvolgimento indotto. La presenza delle cave e dei canali di ventilazione potrebbe provocare delle distorsioni nell'andamento dell'induzione al traferro.

1.5 Fenomeno della reazione d'indotto

Durante il funzionamento a carico dell'alternatore, il sistema trifase delle correnti di statore genera un campo magnetico rotante in opposizione a quello principale del rotore, a tale campo può essere associata una distribuzione di flusso al traferro. La f.e.m. che si induce negli avvolgimenti di rotore è quindi funzione di un flusso complessivo equivalente alla differenza dei due flussi citati. Sfruttando l'ipotesi di linearità magnetica è possibile tracciare un diagramma vettoriale.

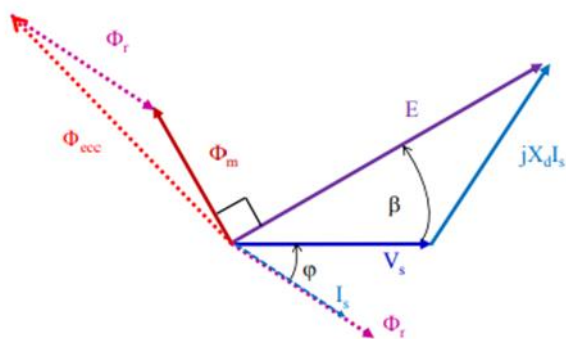


Figura 1. 9 : Diagramma vettoriale reazione indotto [6]

Nel diagramma è chiaramente visibile che la reazione d'indotto provoca una notevole diminuzione del flusso utile.

1.6 Modalità di funzionamento di un generatore sincrono

Prima di procedere con lo studio delle diverse soluzioni di funzionamento della macchina sincrona è necessario introdurre delle ipotesi che ci permettono di utilizzare i vettori spaziali per la rappresentazione delle diverse grandezze:

- Macchina sincrona isotropa a due poli
- Linearità magnetica dei fenomeni magnetici
- Le distribuzioni di campo di f.m.m e induzione sono considerate sinusoidali

- Funzionamento del generatore sincrono a vuoto

Si ipotizzi di avere un rotore a due poli, la corrente di eccitazione crea un flusso a distribuzione sinusoidale lungo il traferro, di tipo unidirezionale, rigidamente fissato alla struttura. La direzione del flusso è concorde con quella dell'asse magnetico del rotore, in condizioni di linearità è possibile definire il seguente legame:

$$\Phi_{ecc} = K_{ecc} \cdot I_{ecc} \quad (Eq. 1.7)$$

Dove :

- Φ_{ecc} è il flusso di eccitazione
- K_{ecc} è un costante che lega il flusso alla corrente
- I_{ecc} è la corrente di eccitazione

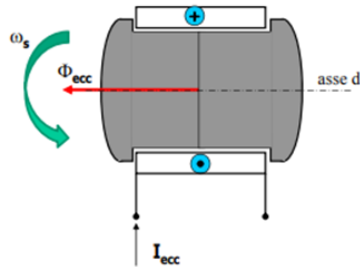


Figura 1. 10 : Diagramma vettoriale funzionamento a vuoto [6]

Quando la turbina utilizzata trascina il rotore alla velocità di sincronismo, nelle tre fasi di statore si induce una terna di tensioni sfasate nel tempo di 120° . Si può pertanto mettere in relazione la tensione a vuoto e la corrente di eccitazione, tramite una prova sperimentale è quindi possibile tracciare la caratteristica di magnetizzazione del generatore. Tale caratteristica risulta in genere non lineare, a causa dei fenomeni di saturazione del ferro che si osservano per correnti di eccitazione elevate.

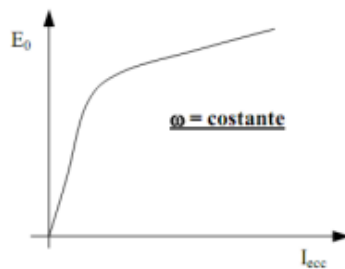


Figura 1. 11 : Esempio di curva di saturazione a vuoto

- Funzionamento del generatore sincrono in parallelo

Al fine di utilizzare l'alternatore come generatore di potenza (attiva e reattiva) su una rete elettrica, occorre collegare i suoi morsetti di statore con quelli della rete. Dopo la chiusura degli interruttori, nella condizione ideale, l'alternatore continua a ruotare a velocità di sincronismo e continua a non essere presente scambio di corrente con la rete:

$$E_0 = V_{rete} \quad (E.q. 1.8)$$

Partendo dalle condizioni di funzionamento a vuoto del generatore ipotizziamo un aumento della corrente di eccitazione, di conseguenza un aumento di flusso e di tensione indotta. Lo squilibrio tra la tensione indotta e quella di rete genera una corrente in quadratura con i vettori E e V_{rete} .

$$\bar{I}_s = \frac{\bar{E} - \bar{V}_{rete}}{jX_d} \quad (E.q. 1.9)$$

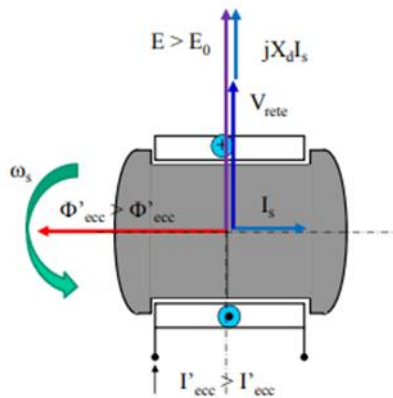


Figura 1. 12 : Diagramma vettoriale in caso di sovraeccitazione [6]

In queste condizioni si dice che l'alternatore è sovra-eccitato: non c'è scambio di potenza elettrica attiva tra alternatore e rete ma esclusivamente scambio di potenza reattiva. L' alternatore si comporta come un condensatore, in caso di sotto-eccitazione invece, si ha un funzionamento di assorbimento di potenza reattiva, il generatore si comporta come un induttore.

Per comprendere come un alternatore scambia potenza attiva con la rete partiamo dal funzionamento a vuoto, in questa modalità di funzionamento i due vettori V_{rete} e E_0 ruotano sincroni. Tuttavia mentre il vettore della tensione di rete è imposto, quello della tensione indotta è legato alla velocità di rotazione. Se si aumenta la coppia prodotta dalla turbina, il rotore tende così ad accelerare quindi il vettore E ad esso collegato, tende ad anticipare la tensione di rete

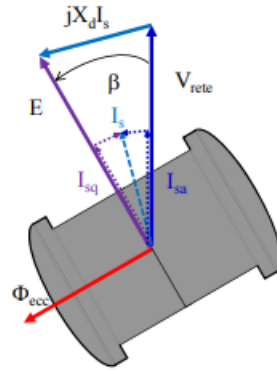


Figura 1.13 : Diagramma vettoriale in caso di scambio di potenza attiva [6]

Lo sfasamento tra il vettore E e il vettore V_{rete} dà luogo al passaggio di corrente:

$$\bar{I}_s = \frac{\bar{E} - \bar{V}_{rete}}{jX_d} \quad (E.q. 1.10)$$

Questa corrente è composta da due componenti I_{sa} e I_{sq} . Quest'ultima in fase con la f.e.m. causa la nascita di una coppia elettromotrice opposta al senso di rotazione della macchina. Questa componente aumenta al crescere dell'angolo β prima o poi la coppia elettromotrice sviluppata eguaglierà quella applicata all'albero, consentendo una posizione di sincronismo. Dal punto di vista meccanico è possibile dire che è come se esistesse un collegamento elastico tra il vettore della tensione di rete e quello della tensione di macchina.

Capitolo 2

Inquadramento generale del caso di studio

In questo capitolo è presentata una descrizione generale dell'impianto idroelettrico di Strettara, centrale che ospiterà i due generatori analizzati durante il periodo trascorso in azienda. I due alternatori verranno utilizzati per sostituire due generatori asincroni attualmente presenti in impianto. All'interno del capitolo vengono inoltre illustrate le caratteristiche principali delle due macchine gemelle.

2.1 Dati dell'impianto

La centrale idroelettrica di Strettara è ubicata nel comune di Montecreto in provincia di Modena e fa parte degli impianti del nucleo idroelettrico di Bologna situati sull'asta fluviale del torrente Scoltenna. È una centrale a bacino, con un bacino imbrifero pari a $149,69 \text{ km}^2$, a cui fa capo una derivazione idroelettrica, in grado di fornire una potenza efficiente di 6000 kW e una producibilità media annua di 31 GWh . L'opera di derivazione, costituita da un canale a pelo libero, ha una lunghezza complessiva di 5600 m ; al termine dell'opera di derivazione è posizionata la vasca di carico con una capacità complessiva di 4000 m^3 . [8]

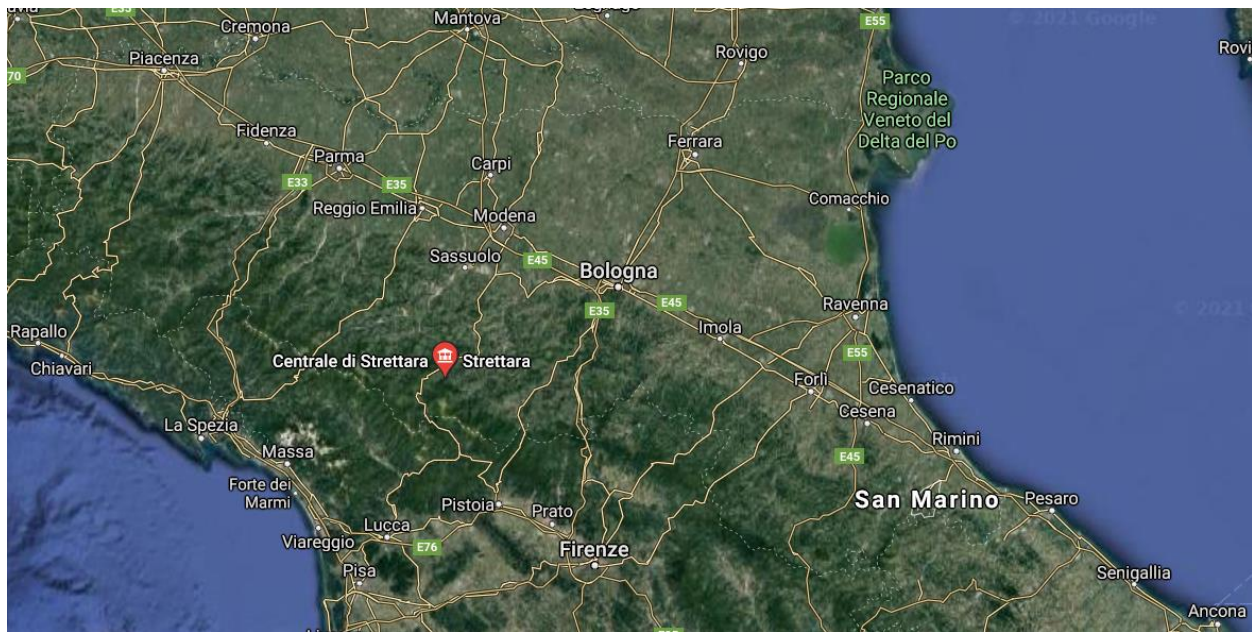


Figura 2. 1 : Posizione Centrale di Strettara

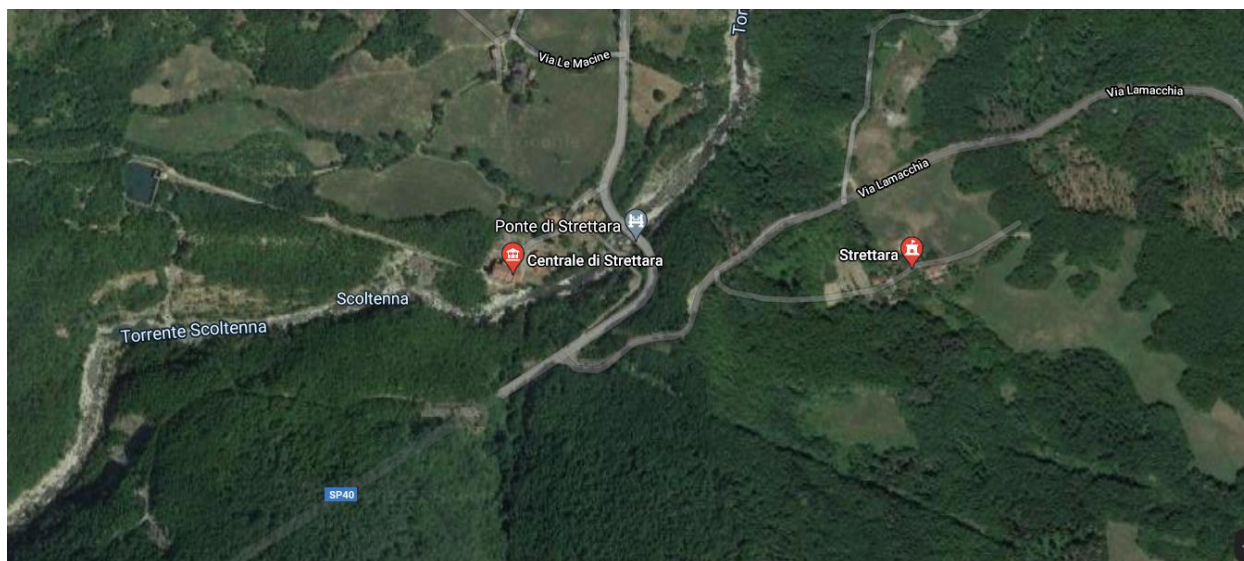


Figura 2. 2 : Posizione Centrale di strettara

Dal bacino di carico si diparte la condotta forzata costituita da una tubazione metallica in lamiera di acciaio dalla lunghezza di 453 m; la condotta è installata all'aperto ed è munita in testa di una valvola a farfalla con chiusura a contrappeso.



Figura 2. 3 : Condotta forzata presente in impianto

Nella centrale realizzata all'aperto con edificio sopra terra sono installati due gruppi Francis-Alternatore ad asse orizzontale.



Figura 2. 4 : Interno centrale idroelettrica Strettara

A ridosso del fabbricato di Centrale è situata la stazione di trasformazione a 132 kV. L'impianto è stato realizzato nel 1919, è stato automatizzato nel 1980 e ha subito un riammodernamento nel 2008 che ha reso la gestione di tipo autonoma.

Vengono riportate di seguito le caratteristiche principali delle due turbine Francis presenti in centrale.

Tipo	Francis ad asse orizzontale
Costruttore	RIVA
Portata nominale	3,50 m ³ /s
Velocità di rotazione	600 rpm
Salto nominale	112,10 m
Potenza	3.000 kW

Tabella 2. 1 : Dati di targa della turbina presente in impianto

2.2 Caratteristiche principali dei generatori sincroni in esame

Si procede con una panoramica sulle grandezze fisiche fondamentali dei due generatori sincroni oggetto di studio di questo lavoro di tesi. Viene di seguito riportata la tabella con i dati di targa delle due macchine.

Dati nominali garantiti	U.M	Valore
Potenza nominale	MVA	4,0
Tensione nominale (Vn)	kV	3,6
Corrente nominale (In)	A	641,5
Frequenza nominale	Hz	50
Cosfi nominale in ritardo	-	0,85
Cosfi nominale in anticipo	-	0,90
Corrente di eccitazione nominale	A	514
Tensione di eccitazione nominale	V	50
Velocità nominale	Rpm	600
Numero poli	-	10
Tipologia poli	-	Salienti
Velocità fuga permanente	Rpm	1200
Collegamento fasi	-	Stella
Tipo di raffreddamento		Aria- acqua chiuso IC81W
Classe di isolamento avvolgimento statore	-	F
Classi di isolamento avvolgimento rotore	-	F

Tabella 2. 2 : Dati di targa dei generatori sincroni in esame

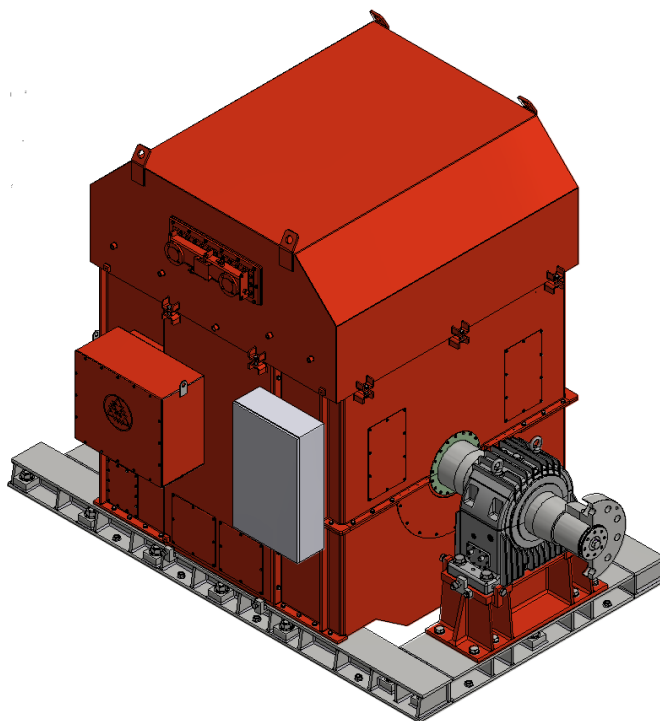


Figura 2. 5 : Alternatore completo

2.2.1 Statore

Il pacco statore è realizzato con lamierini magnetici a bassa cifra di perdita accuratamente sbavati e isolati mediante verniciatura. Sono stati utilizzati dei lamierini non orientati M250-50, con una cifra di perdita specifica in accordo alla norma EN 10106 di 2,50 W/kg, misurati con un valore di induzione di 1,5 T.

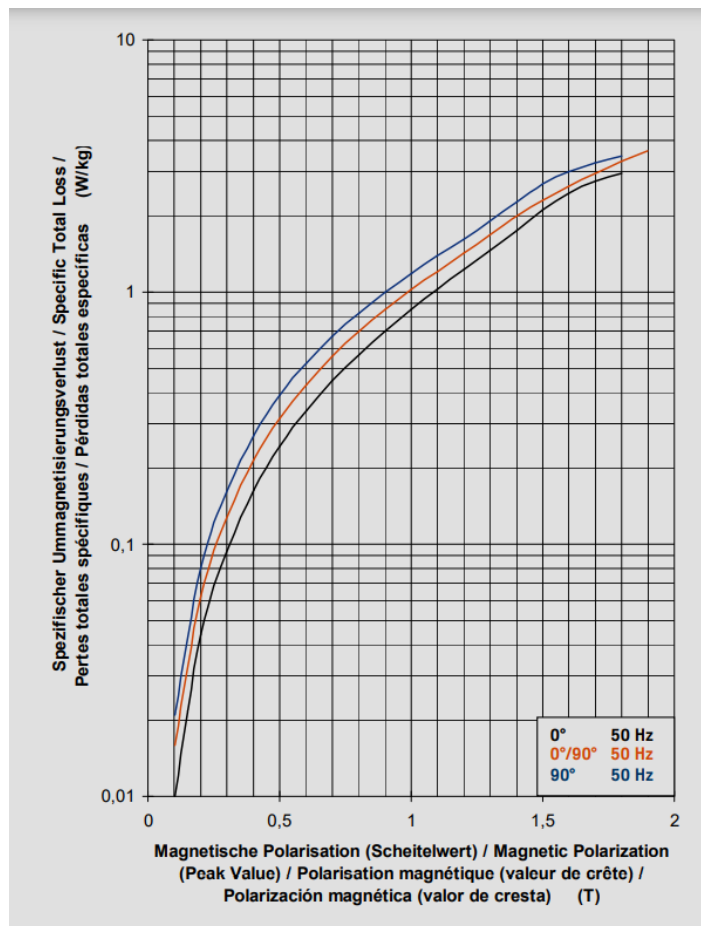


Figura 2. 6 : Curva cifra di perdita lamierini [8]

Le dimensioni principali del pacco statore sono indicate nella tabella seguente:

Diametro esterno pacco statore	mm	1720
Diametro intreno pacco statore	mm	1300
Lunghezza pacco statore	mm	880
Numero canali ventilazione	-	12
Dimensioni pacchetti	mm	1x63+11x62+1x63

Tabella 2. 3 : Dimensioni principali statore



Figura 2. 7 : Interno statore Strettara

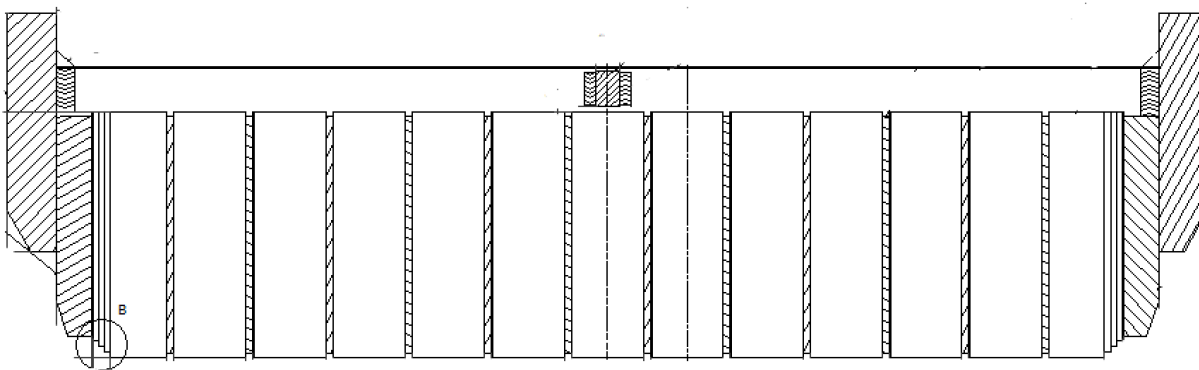


Figura 2. 8 : Vista laterale dello statore di Strettara

2.2.2 Avvolgimento statore

L'avvolgimento statorico è composto da tre fasi connesse tra di loro a stella, con centro stella accessibile. Il numero totale di cave è 126, in ogni cava sono alloggiare due bobine in modo da ottenere un avvolgimento a doppio strato. Ogni bobina è costituita da una serie di tre spire per un totale di 63 spire in serie per fase. Le bobine di ogni fase sono collegate tra di loro in modo da formare due paralleli interni.

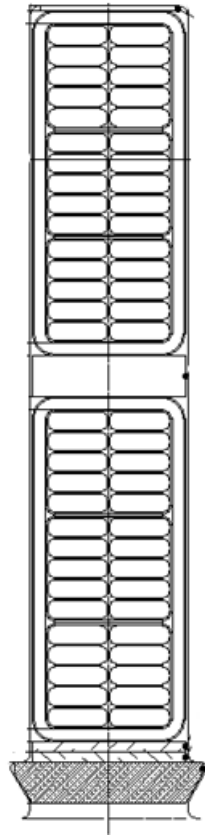


Figura 2. 9 : Sezione cava statore

La scelta dei materiali e il tipo di isolamento da utilizzare sono funzione del livello di tensione del generatore e della classe di isolamento richiesta dal cliente. Nel caso specifico il cliente richiedeva una classe di isolamento F che implica una temperatura massima dell'isolamento di 155° . La tecnologia per l'applicazione dell'isolamento verso massa scelta è quella VPI, che per alternatori di queste dimensioni risulta essere, per esperienza aziendale, la più performante.

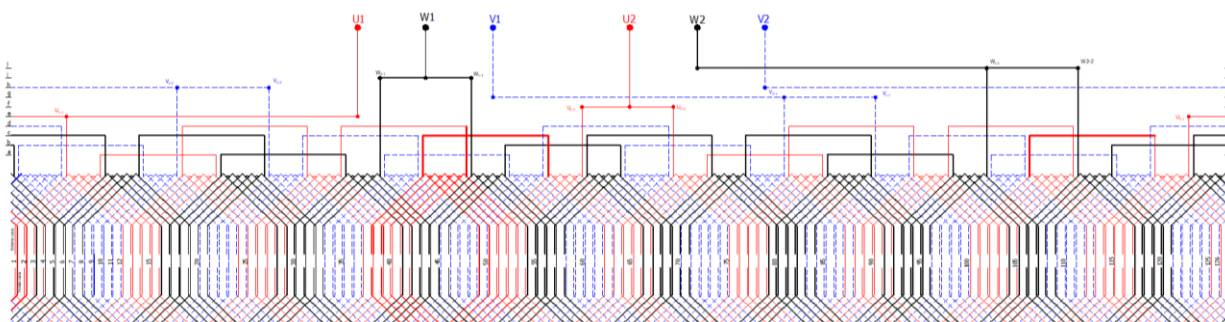


Figura 2. 10 : Schema elettrico avvolgimento statore

Di seguito è riportata una tabella riassuntiva con le caratteristiche principali dell'avvolgimento:

Classe di isolamento	F
Numero fasi / collegamento	3 / Stella
Numero cave / Numero di cave per polo per fase	126 / 4,2
Numero circuiti in parallelo	2
Numero bobine	126
Numero di spire per bobina	3
Numero di spire in serie per fase	63
Passo di avvolgimento	0,873
Numero di conduttori elementari per spira	10
Materiale conduttori elementari	Cu+ 2Daglass
Isolamento avvolgimento statore	VPI
Dimensione bobina isolata	15,18 x 34,3 mm

Tabella 2. 4 : Caratteristiche principali avvolgimento statore

2.2.3 Rotore

Il generatore sincrono in esame presenta un rotore a poli salienti, composto da 10 poli. Il corpo polare è realizzato in lamierini in modo da ridurre al minimo la quota di perdite dovute alle correnti parassite. Il materiale utilizzato per la realizzazione del nucleo polare è un acciaio ad alto limite di snervamento, in grado di sostenere le importanti sollecitazioni a cui è soggetto durante la rotazione.

Le bobine polari sono composte da 43 spire di piattine saldate. Ogni avvolgimento viene prodotto separatamente dal nucleo polare e seguentemente assemblato.

La gabbia smorzatrice si compone di 5 barre su ogni polo. I poli sono agganciati alla corona polare, realizzata in lamierini dello stesso materiale dei nuclei polari, attraverso un incastro a coda di rondine

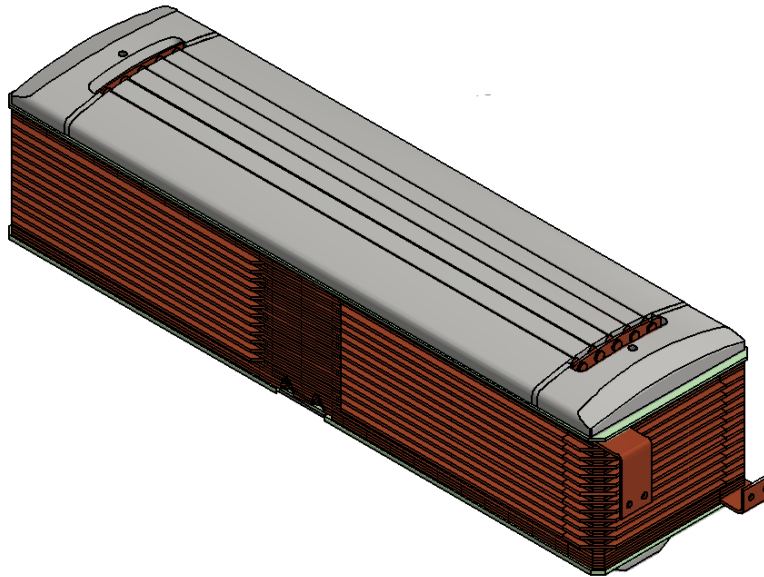


Figura 2. 11 : Polo completo

Di seguito è riportata una tabella riassuntiva con le caratteristiche principali del rotore:

Lunghezza pacco rotore	mm	880
Traferro min/max	mm	12,0/15,9
Larghezza espansione polare	mm	258
Altezza polo (senza espansione)	mm	205
Raggio di curvatura	mm	502
Avvolgimento Rotore		
Classe di isolamento	-	F
Tipo di costruzione delle spire	-	Saldate
Materiale dei conduttori	-	Cu
Numero di spire	-	43
Gabbia		
Numero barre	-	5
Diametro barre	mm	14

Tabella 2. 5 : Caratteristiche principali rotore



Figura 2. 12 : Rotore completo

Capitolo 3

Calcoli di verifica elettromagnetica

In questo capitolo sono illustrati i risultati dei calcoli di verifica elettromagnetica con il metodo dei parametri concentrati. Sono riportati il procedimento di calcolo e il valore delle sole grandezze d'interesse per questo lavoro di tesi, in modo da avere un confronto diretto con i risultati ottenuti con la simulazione agli elementi finiti e il collaudo che sono illustrati nei capitoli successivi.

Il dimensionamento di una macchina elettrica è realizzato in fase preliminare sulla base dell'esperienza di generatori costruiti in precedenza. Le nuove macchine vengono progettate per similitudine alle precedenti in modo da standardizzare quanto più possibile la produzione. Questo consente di minimizzare i tempi legati a questa fase iniziale.



Figura 3. 1 : Fasi progettazione [7]

3.1 Calcolo della caratteristica a vuoto

Supponendo che la macchina sia nella condizione di vuoto, cioè senza corrente di statore ma con rotore alimentato e si ipotizzi che la macchina sia alla velocità di sincronismo. La caratteristica a vuoto si può esprimere in due differenti modi:

- Flusso per polo a vuoto in funzione delle amperspire di campo totali a sostenerlo
- Considerando la tensione indotta a vuoto in funzione della corrente di eccitazione

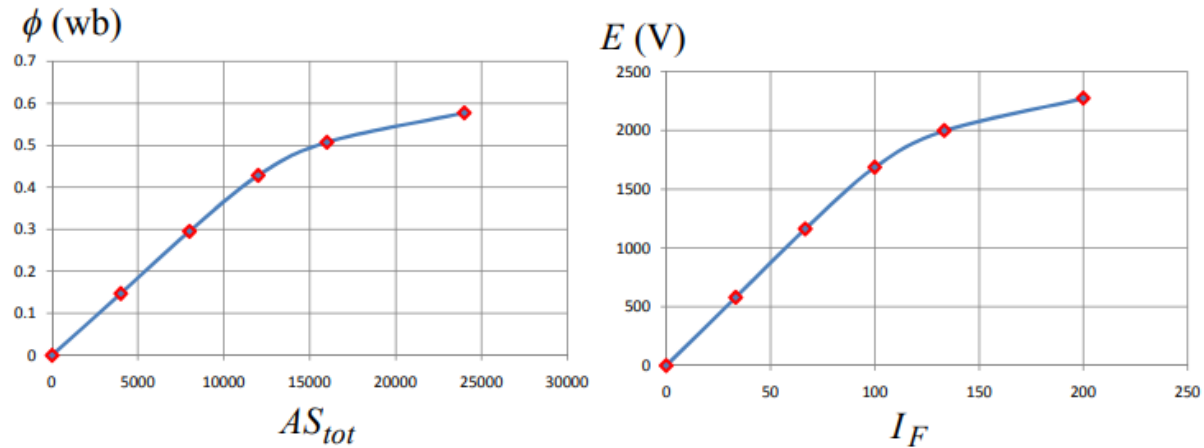


Figura 3. 2 : Esempio di caratteristica a vuoto in funzione delle amperspire e della corrente di eccitazione [7]

Le curve di saturazione a vuoto allegate in figura 3.2 sono puramente a carattere dimostrativo, non rappresentano una misura realizzata durante il lavoro di tesi.

Durante la fase di collaudo risulta più comodo utilizzare la tensione statorica e la corrente di eccitazione come variabili principali, da calcolo invece è opportuno adoperare il flusso e le amperspire. Il passaggio da una caratteristica all'altra è possibile attraverso la relazione:

$$NSP \cdot I_F = AS_{tot} \quad (Eq. 3.1)$$

$$E = 4.44 \cdot N_s \cdot f \cdot \Phi \cdot k_a \quad (Eq. 3.2)$$

Dove:

- I_F è la corrente di campo a vuoto
- AS_{tot} sono le amperspire a vuoto per polo
- NSP è il numero di spire in serie per polo
- NS è in numero di spire in serie per fase statore
- k_a è il coefficiente di avvolgimento di statore
- f è la frequenza della tensione a vuoto
- Φ è il flusso a vuoto per polo

Tutti i calcoli di verifica sono eseguiti in Motortecnica attraverso un codice Mathcad che automatizza la procedura. Come input il programma richiede i dati dimensionali di macchina, i materiali utilizzati e alcune scelte progettuali (tipo di avvolgimento, circuito di raffreddamento). Sono di seguito riportate la parti di

programma utilizzate per il calcolo del flusso polo e dei livelli di induzione. La costante 13 è inserita per convertire i Weber in Megamaxwell e integra il coefficiente di conversione da grandezza di fase a grandezza di linea e il coefficiente 4,44 derivante da $\frac{2\pi}{\sqrt{2}}$.

$$FIX = \frac{13 \cdot V_n \cdot K1 \cdot KFI}{\sqrt{COL \cdot F \cdot NS}} = 0.151 \text{ MMx} \quad (Eq. 3.3)$$

Dove:

- FIX è il flusso effettivo per polo riportato in Megamaxwell
- $K1$ è il prodotto tra il coefficiente di passo e il coefficiente di distribuzione
- KFI è il fattore di forma per l'onda di flusso
- COL dipende dal tipo di collegamento dell'avvolgimento
- F è la frequenza
- NS è il numero di spire in serie per fase

$$BTV = \frac{FIX}{AT \cdot 100} = 0.6246 \text{ Gs} \quad (Eq. 3.4)$$

Dove

BTV induzione al traferro a vuoto

AT area della sezione al traferro [cm^2]

$$FTV = \frac{CFt \cdot BTV}{\mu_0} T_{eq} \cdot 10^{-3} = 7411 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.5)$$

FTV sono le amperspire al traferro a vuoto

CFt è il Fringing factor, che modella l'aumento della sezione al traferro

$T_{eq} = \frac{2T_{min} + T_{max}}{3}$ rappresenta il traferro magnetico

A questo punto è necessario calcolare i livelli di induzione media nel polo, nel giogo statore e nei denti di statore. Una volta ottenuti i livelli di induzione in questi punti attraverso la curva B-H dei lamierini si trova il valore del campo e a quel punto le amperspire sono calcolabili.

$$BDV = \frac{FIX}{AD \cdot 100} = 1.34 \text{ Gs} \quad (Eq. 3.6)$$

$$BGV = \frac{FIX}{AG \cdot 100} = 0.792 \text{ Gs} \quad (Eq. 3.7)$$

$$BPV = \frac{FIX}{WP \cdot LR \cdot 100} = 1.61 \text{ Gs} \quad (Eq. 3.8)$$

Dove:

- BDV è l'induzione nei denti
- BGV è l'induzione nel giogo
- BPV è l'induzione nel polo
- AD è l'area della sezione dei denti al traferro
- AG è la sezione del giogo
- $WP \cdot LR$ è la sezione del polo

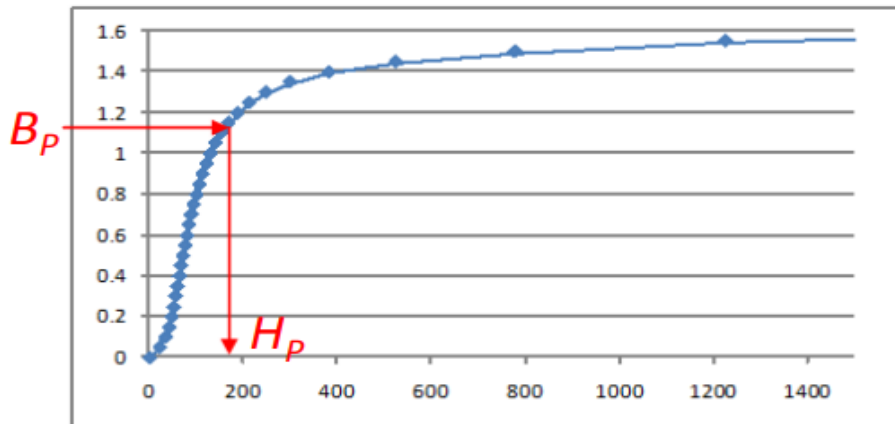


Figura 3. 3 : Esempio di calcolo del campo medio attraverso la curva B-H [7]

$$FDV = HDV \cdot HC = 43.813 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.9)$$

$$FGV = HGV \cdot WG = 29.741 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.10)$$

$$FPV = HPV \cdot HP = 1414.59 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.11)$$

$$FV = FDV + FTV + FGV + FPV = 8899.37 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.12)$$

Dove:

- FDV sono le amperspire denti statore
- FGV sono le amperspire giogo
- FPV sono le amperspire polo
- FV sono le amperspire a vuoto
- HC è l'altezza cava
- WG è la larghezza giogo
- HP è l'altezza polo

Il calcolo fornisce le amperspire necessarie a sostenere il flusso nominale a vuoto, in modo da indurre la tensione nominale. Il passaggio alla corrente rotorica è molto semplice e diretto:

$$NSBR \cdot IR = FV \quad (Eq. 3.13)$$

$$IRV = \frac{FV}{NSBR} = 206,9 A \quad (Eq. 3.14)$$

Dove

$NSBR$ è il numero di bobine rotore

IRV è la corrente rotore che a vuoto fornisce la tensione nominale

Per determinare i punti della curva viene ripetuto il procedimento per diversi valori di induzione, il codice utilizzato però non restituisce nessun risultato nel tratto iniziale della caratteristica, per questo motivo la curva di saturazione a vuoto è stata tracciata per interpolazione. Di seguito sono riportati i risultati dei calcoli:

$$FV_{09} = 7393 Asp$$

$$IR_{09} = 171,9 A$$

Dove FV_{09} e IR_{09} sono le amperspire e la corrente rotorica al 90% dell'induzione nominale e quindi della tensione nominale a vuoto.

$$FV_{12} = 14418 Asp$$

$$IR_{12} = 333,7 A$$

Dove FV_{12} e IR_{12} sono le amperspire e la corrente rotorica al 120% dell'induzione nominale e quindi della tensione nominale a vuoto.

$$FV_{13} = 19625 \text{ Asp}$$

$$IR_{13} = 456 \text{ A}$$

Dove FV_{13} e IR_{13} sono le amperspire e la corrente rotorica al 130% dell'induzione nominale e quindi della tensione nominale a vuoto.

$$FV_{135} = 23294 \text{ Asp}$$

$$IR_{135} = 541,6 \text{ A}$$

Dove FV_{135} e IR_{135} sono le amperspire e la corrente rotorica al 135% dell'induzione nominale e quindi della tensione nominale a vuoto.

$$FV_{14} = 27799 \text{ Asp}$$

$$IR_{14} = 646,5 \text{ A}$$

Dove FV_{14} e IR_{14} sono le amperspire e la corrente rotorica al 140% dell'induzione nominale e quindi della tensione nominale a vuoto.

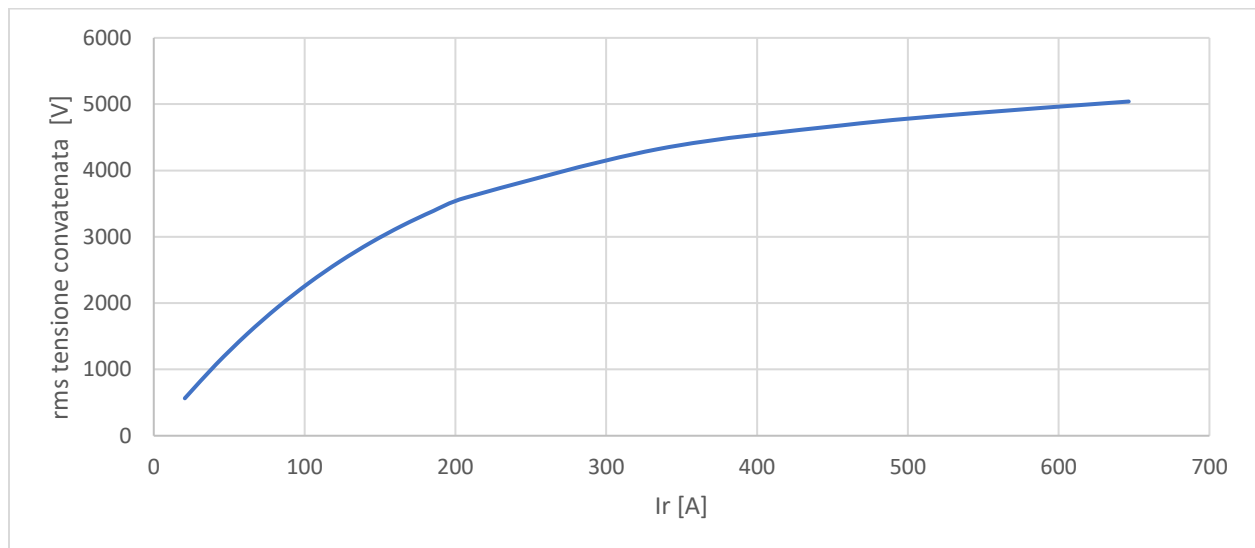


Figura 3. 4 : Caratteristica a vuoto tracciata con il programma di calcolo

Corrente rotore [A]	Valore efficace tensione concatenata [V]
20,6	564
41,2	1074
61,8	1531,7
82,4	1941,3
103	2306,3
123,6	2630,4
144,2	2916,8
164,8	3169,0
185,4	3390,2
206,9	3591,0
333,7	4320,0
456,0	4680,0
541,0	4860,0
646,5	5040,0

Tabella 3. 1 : Valori ricavati dal programma di calco

3.2 Calcolo del rapporto di corto circuito

Il rapporto di corto circuito è calcolabile come il rapporto tra la corrente rotorica che a vuoto fornisce la tensione nominale e la corrente rotorica che in corto fornisce la corrente nominale. Il rapporto di corto circuito dà un'idea di quanto la macchina sia sovradimensionata o sottodimensionata, valori di RCC alti (1 o più) indicano una macchina sovradimensionata, mentre valori bassi (0.6 o meno) indicano una macchina sottodimensionata. Per il calcolo della corrente di campo con statore in corto è necessario determinare le amperspire di corto circuito.

$$FRA = \frac{3}{2} \sqrt{2} \cdot \frac{I_f N_s}{K_1 K_{FI} N_p} = 8162 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.15)$$

Dove :

- FRA sono le amperspire della reazione di armatura
- I_f è la corrente di fase statore
- N_p è il numero di poli

$$FSI = FRA + X_p \cdot FTV = 10607 \text{ Asp} \quad (Eq. 3.16)$$

Dove :

- FSI sono le amperspire di corto circuito
- X_p è la reattanza di Potier che il programma permette di impostare come dato iniziale o, in accordo a quanto definito dalle normative, assumere uguale alla reattanza di dispersione di statore.

$$IRSI = \frac{FSI}{NSBR \cdot NCPR} = 246 \text{ A} \quad (Eq. 3.17)$$

Dove:

- $IRSI$ è la corrente di campo con statore in corto tale per cui nell'avvolgimento statorico circoli la corrente nominale.
- $NCPR$ è il numero di paralleli rotore

$$RCC = \frac{IRV}{IRSI} = 0,83 \quad (Eq. 3.18)$$

Dove

- RCC è il rapporto di corto circuito

3.3 Calcolo del rendimento convenzionale

Per definizione il rendimento è il rapporto tra la potenza resa e la potenza assorbita espresse nelle stesse unità di misura e generalmente indicato in valore percentuale. La potenza resa è calcolabile come la differenza tra la potenza in ingresso e tutte le quote di perdite presenti nel processo di conversione della potenza meccanica in potenza elettrica. Le perdite totali possono essere considerate come la somma di:

- Perdite nel ferro attivo
- Perdite per attrito e ventilazione
- Perdite joule nell'avvolgimento statorico
- Perdite joule nell'avvolgimento rotorico
- Perdite nel circuito di eccitazione
- Perdite addizionali

Le modalità di calcolo di ciascuno delle diverse quote sono riportate di seguito ad esclusione del procedimento impiegato per determinare le perdite addizionali che per motivi di riservatezza aziendale è stato omesso.

3.3.1 Perdite nel ferro

Il calcolo delle perdite nel ferro è realizzato attraverso un archivio di dati, basati sulle informazioni ricevute dai fornitori di lamierini magnetici e sull'esperienza di macchine precedentemente costruite. In funzione del tipo di lamierino utilizzato viene infatti scelta la curva caratteristica da utilizzare, che per ogni livello di induzione restituisce le perdite specifiche. I valori di perdite specifiche considerate dal programma sono

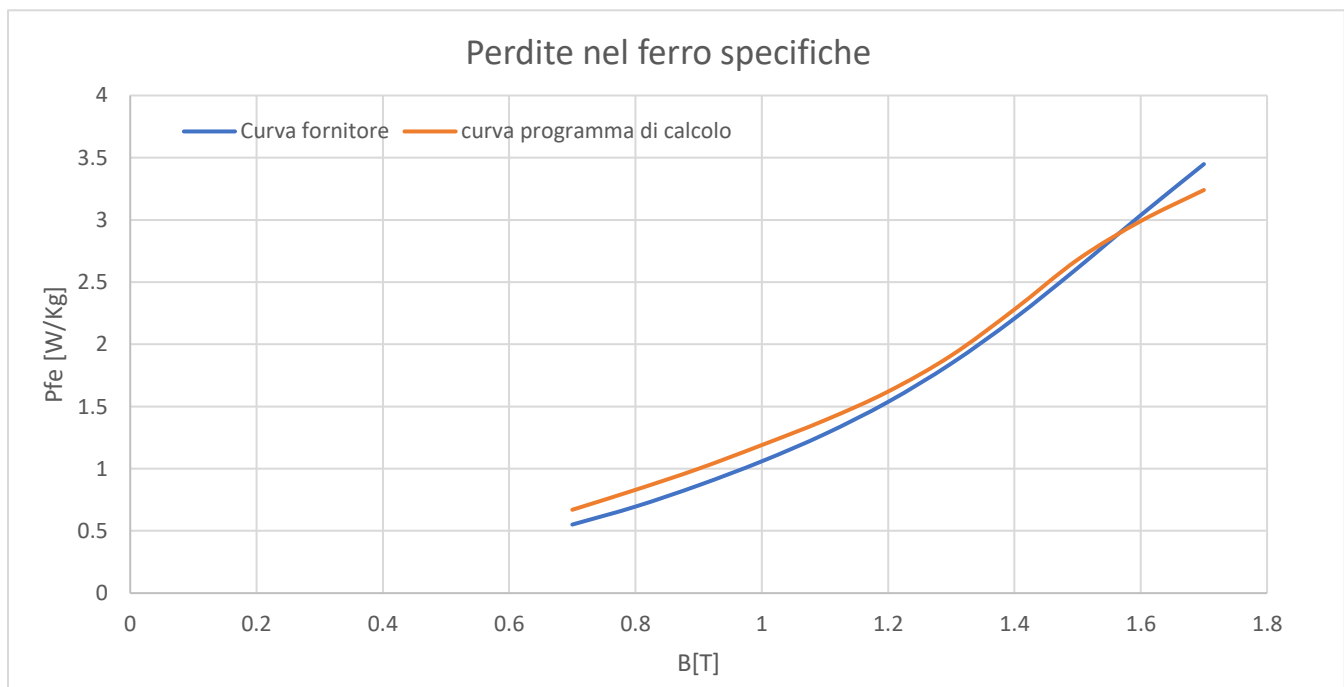


Figura 3. 5 : Perdite specifiche utilizzate dal programma di calcolo

maggiorati rispetto a quelli presenti sui datasheet dei fornitori, vengono già considerati eventuali aumenti dovuti a difetti di produzione del materiale.

$$KF = (1.25 \cdot 10^{-4} \cdot F + 1.375 \cdot 10^{-2}) \cdot F \quad (Eq. 3.19)$$

Dove :

- KF è un coefficiente di correzione delle perdite nel ferro a vuoto per frequenza diversa da 50 Hz
- F è la frequenza

$$PFEG = 1.55 \cdot 10^{-3} \cdot PG \cdot PFEKG \cdot KF = 3.982 \text{ kW} \quad (Eq. 3.20)$$

Dove:

- $PFEG$ sono le perdite nella corona statore a vuoto
- $PFEKG$ sono le perdite specifiche nella corona statore a 50 Hz
- PG è il peso della corona statore

Le perdite specifiche vengono moltiplicate per il peso della corona statore precedentemente calcolato e per una costante che tiene conto dei processi di lavorazione e impaccaggio. Lo stesso procedimento, variando la curva considerata e il valore della costante moltiplicativa, viene applicato anche per il calcolo delle perdite nel ferro denti statore, nel ferro sulla superficie polare, nel ferro piastre polo rotore e nel ferro carcassa.

$$PFE = PFEG + PFED + PCAV + PPRV + PSPV = 11.0 \text{ kW} \quad (Eq. 3.21)$$

Dove:

- PFE sono le perdite nel ferro a vuoto
- $PFED$ sono le perdite nei denti statore a vuoto
- $PCAV$ sono le perdite nella carcassa a vuoto
- $PPRV$ sono le perdite nelle piastre rotore a vuoto
- $PSPV$ sono le perdite sulle superficie polare a vuoto

3.3.2 Perdite di attrito e ventilazione

Il calcolo di questa quota di perdita viene eseguito considerando la velocità periferica del rotore.

$$VG = \pi \cdot D4 \cdot \frac{GPMS \cdot 10^{-3}}{60} = 40.1 \frac{m}{s} \quad (Eq. 3.22)$$

Dove :

- VG è la velocità periferica al traferro nelle condizioni nominali
- $D4$ è il diametro esterno rotore
- $GPMS$ è il numero di giri al minuto nominali

$$PV = 2.1 \cdot 10^{-10} \pi \cdot D4 \cdot L \cdot VG^{2.5} = 7.54 \text{ kW} \quad (Eq. 3.23)$$

Dove:

- PV sono le perdite per attrito e ventilazione
- L lunghezza pacco

3.3.3 Perdite Joule nell'avvolgimento statorico e rotorico

Per il calcolo delle perdite Joule nell'avvolgimento statorico l'unica difficoltà consiste nel determinare resistenza statorica che il programma restituisce in funzione della lunghezza di spira media e il numero di spire in serie

$$NS = \frac{NC \cdot TIAV \cdot NSB}{2 \cdot NF \cdot NCP} = 90 \quad (Eq. 3.24)$$

Dove:

- NS è il numero di spire in serie
- NC è il numero di cave
- $TIAV$ tipo di avvolgimento (singolo o doppio strato)
- NSB è il numero di spire per bobina
- NF è il numero di fasi
- NCP numero di conduttori in parallelo

$$R1 = \frac{2.2 \cdot 10^{-2} \cdot LSM \cdot NS}{NCP \cdot ASP} = 0.0514 \text{ ohm} \quad (Eq. 3.25)$$

Dove :

- $R1$ resistenza di una fase dell'avvolgimento statore a 75°C
- LSM è la lunghezza di spira media
- ASP è l'area della sezione della spira dell'avvolgimento statore

$$PRS75 = 3 \cdot 10^{-3} \cdot R1 \cdot In^2 = 26.92 \text{ kW} \quad (Eq. 3.26)$$

Dove :

- $PRS75$ sono le perdite joule nell'avvolgimento statorico a 75°C

Il calcolo delle perdite Joule nell'avvolgimento rotorico risulta invece leggermente più complesso perché oltre a determinare la resistenza rotorica va anche ipotizzata la corrente di eccitazione nelle condizioni nominali.

$$RR = \frac{2.1 \cdot 10^{-2} \cdot LSMR \cdot NSBR \cdot NP}{NCP R^2 \cdot ASPR} = 0.0706 \text{ ohm} \quad (Eq. 3.26)$$

Dove :

- RR è la resistenza dell'avvolgimento rotore
- $LSMR$ è la lunghezza di spira media rotore
- $NSBR$ è il numero di spire rotore
- NP è il numero di poli
- $NCPR$ numero di paralleli rotore
- $ASPR$ è l'area della sezione della spira rotore

$$PRR75 = RR \cdot \frac{NCPR^2}{1000} \cdot \left[\frac{FV + (FCAR - FV)}{NSBR} \right]^2 = 26.33 \text{ kW} \quad (Eq. 3.27)$$

Dove :

- $PRR75$ sono le perdite joule dell'avvolgimento rotore a 75°C
- $FCAR$ sono le amperspire a carico

3.3.4 Perdite nel circuito di eccitazione

Il programma di calcolo nella fase iniziale permette di selezionare il tipo di eccitazione che sarà impiegata per alimentare il rotore. Nel caso in esame il rotore viene alimentato da una brushless coassiale. La corrente alternata nell'avvolgimento rotorico della brushless viene convertita con un ponte di Graetz e utilizzata per alimentare il rotore del generatore sincrono. L'alimentazione dello statore della brushless è invece controllata da un AVR (*Automatic voltage regulator*) .

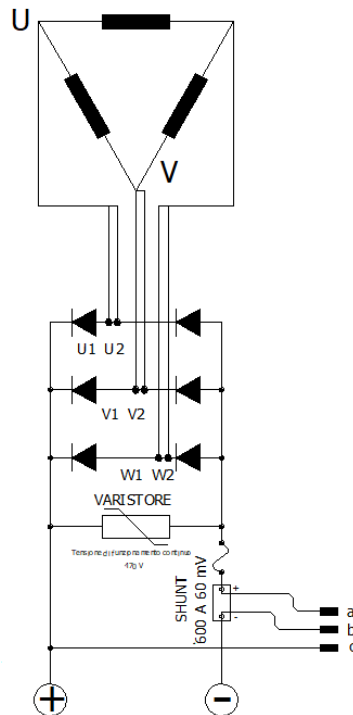


Figura 3. 6 : Ponte di Graetz utilizzato

La potenza dal circuito di eccitazione è calcolata come:

$$PSE = PRR75 \cdot \frac{(1-RECC)}{RECC} = 5.4 \text{ kW} \quad (Eq. 3.28)$$

Dove :

- PSE sono le perdite nel circuito di eccitazione
- $RECC$ è il rendimento della eccitatrice coassiale

3.3.5 Rendimento

Il calcolo del rendimento convenzionale, a questo punto, è facilmente implementabile. Come riportato nella norma CEI 60034-2, nella quale è indicato il procedimento da utilizzare per determinare l'efficienza di un generatore sincrono con il metodo delle perdite separate, la definizione di rendimento è:

$$\eta = \frac{P_n}{P_n + P_{loss}} \quad (Eq. 3.29)$$

Dove :

- P_n è la potenza nominale del generatore
- P_{loss} è la sommatoria di tutte le perdite presenti

Nel caso in esame le differenti quote di perdite considerate sono:

$$PFE = 11 \text{ kW}$$

$$PV = 7.54 \text{ kW}$$

$$PRS75 = 26.92 \text{ kW}$$

$$PRR75 = 26.33 \text{ kW}$$

$$PSE = 5.4 \text{ kW}$$

$$PADD = 6.67 \text{ kW}$$

La potenza nominale è:

$$P_n = KVA_n \cdot \cos\varphi_n = 3400 \text{ kW} \quad (Eq. 3.30)$$

Dove :

- KVA_n è la potenza apparente nominale
- $\cos\varphi_n$ fattore di potenza nominale

$$\eta = \frac{P_n}{P_n + P_{loss}} = 0.976 \quad (Eq. 3.31)$$

Capitolo 4

Modellazione FEM del caso di studio

Oltre all'utilizzo del programma di calcolo, per la verifica delle prestazioni elettromagnetiche dei due generatori in esame è stato realizzato un modello agli elementi finiti. In questo capitolo sono descritti i passaggi fondamentali per la costruzione del modello e i risultati ottenuti durante le simulazioni eseguite.

4.1 Descrizione generale del modello FEM

Il metodo degli elementi finiti, FEM finite element method, è una tecnica numerica utilizzata per la ricerca di soluzioni approssimate di problemi descritti da equazioni differenziali. Questo metodo è particolarmente performante per oggetti che possono essere divisi in un numero finito di elementi di forma definita e dimensioni contenute. La discretizzazione avviene attraverso la creazione di una griglia, mesh, composta da diverse primitive, elementi finiti, le forme classiche utilizzate per problemi bidimensionali sono triangoli o quadrilateri. Una volta completata la divisione, ogni elemento viene considerato indipendente e omogeneo. I programmi di simulazione presentano notevoli vantaggi, in quanto risolvono le equazioni descrittive del problema elettromagnetico in tempi molto brevi, consentono la perfetta ripetibilità del processo di analisi per diversi valori di uno stesso parametro e consentono di utilizzare i dati delle simulazioni da altri programmi di calcolo per una rapida elaborazione. Tra i vari programmi di simulazione esistenti si è deciso di adottare il codice FEMM per i seguenti motivi [9]:

- FEMM è un codice di simulazione il cui processo risolutivo prevede l'applicazione del metodo degli elementi finiti, garantendo un alto livello di precisione.
- A differenza di altri programmi di simulazione che si basano sullo stesso principio è molto intuitivo e di facile utilizzo e opensource.
- FEMM è un programma predisposto alla comunicazione con il programma di calcolo MATLAB, questo consente all'utente di impartire ordini al FEMM tramite uno script.

4.1.1 Definizione del problema

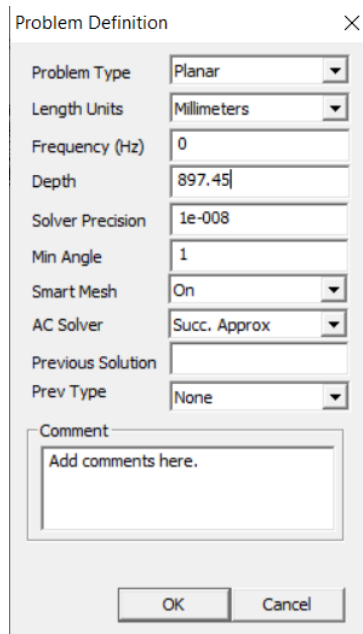
Prima di procedere con la rappresentazione geometrica del generatore in esame è necessario impostare il tipo di problema da risolvere, ovvero definire i dati iniziali richiesti dal programma in modo da definire la fisica del modello. Le scelte da eseguire in questa fase preliminare sono:

Problem type : questa voce consente di definire il tipo di problema da studiare, in particolare, è possibile scegliere tra un modello di tipo planare e un modello geometrico di tipo assialsimmetrico. Un modello si definisce planare quando le caratteristiche lungo l'asse Z rimangono costanti, è quindi possibile sviluppare la geometria del modello sul piano X-Y e poi inserire il valore di profondità. Questo è il tipo di problema utilizzato nel caso in esame.

Length units : con questa voce viene impostata l'unità di misura da utilizzare, nel nostro caso la scelta è ricaduta su millimetri.

Depth: questa casella permette di impostare la profondità del modello, nel nostro caso è stata impostata pari alla lunghezza del pacco magnetico statore.

Solver precision : questa voce permette di indicare il grado di precisione del modello, in particolare ne definisce il criterio di arresto. Nel caso in cui non venga specificato, il programma impone come valore di default 10^{-8} .



Problem Definition	
Problem Type	Planar
Length Units	Millimeters
Frequency (Hz)	0
Depth	897.45
Solver Precision	1e-008
Min Angle	1
Smart Mesh	On
AC Solver	Succ. Approx
Previous Solution	
Prev Type	None
Comment Add comments here.	
OK Cancel	

Figura 4. 1 : Finestra FEMM per le scelte preliminari

4.1.2 Modello geometrico

Dopo aver completato la fase di definizione iniziale del problema, il passo successivo è la costruzione geometrica del modello da studiare. FEMM permette di disegnare il modello o nel caso in cui la geometria dell'oggetto in esame sia particolarmente complessa di importarlo da AUTOCAD. Per velocizzare le operazioni di calcolo viene studiato solo un settore pari a un quinto della macchina completa (72 gradi meccanici), questo ci permette di diminuire i tempi computazionali ma considerare comunque un periodo completo della tensione indotta.

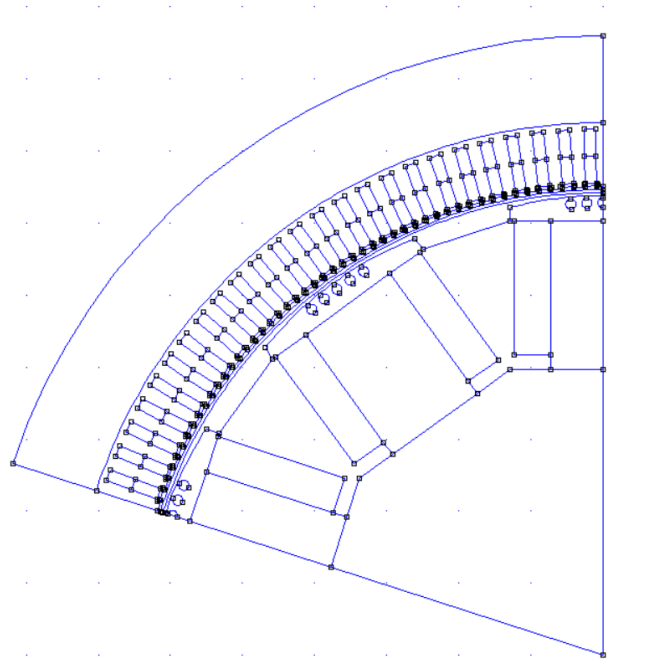


Figura 4. 2 : *Modello geometrico del settore di macchina analizzato*

4.1.3 Condizioni al contorno

Dopo aver accuratamente disegnato il modello geometrico un ulteriore passaggio fondamentale da eseguire è quello di specificare le cosiddette “condizioni al contorno” note anche come *Boundary condition*. L'imposizione delle condizioni al contorno consiste nell'inserire informazioni riguardanti il potenziale magnetico sulle linee che delimitano la geometria del modello realizzato. Nel caso in esame vanno considerate tre diverse tipologie di *Boundary condition*.

Tipologia 1 : utilizzato per il perimetro esterno del pacco statore. Per queste linee è stato imposto il valore del potenziale magnetico uguale a zero, in modo da impedire al flusso magnetico di attraversare il contorno, forzandolo a rimanere tangente alla linea di confine sulla quale è stata imposta tale condizione (*condizione di Dirichlet*).

Boundary Property ×

Name OK

BC Type Cancel

Small skin depth parameters

μ , relative

σ , MS/m

Mixed BC parameters

c_0 coefficient

c_1 coefficient

Prescribed A parameters

A_0

A_1

A_2

ϕ , deg

Figura 4.3 : Tipologia 1 di Boundary condition

Tipologia 2 : utilizzato per i limiti radiali del settore di macchina. Questo tipo di condizione permette di considerare la periodicità del caso di studio in modo da estendere i risultati del singolo settore a tutta la macchina.

Boundary Property ×

Name OK

BC Type Cancel

Small skin depth parameters

μ , relative

σ , MS/m

Mixed BC parameters

c_0 coefficient

c_1 coefficient

Prescribed A parameters

A_0

A_1

A_2

ϕ , deg

Figura 4.4 : Tipologia 2 di Boundary condition

Tipologia 3 : utilizzato per le linee che delimitano il traferro della macchina. Questo tipo di condizione permette di ruotare il rotore.

Boundary Property

Name: SlidingBand

BC Type: Periodic Air Gap

Small skin depth parameters

μ , relative: 0

C , MS/m: 0

Mixed BC parameters

c_0 coefficient: 0

c_1 coefficient: 0

Prescribed A parameters

A_0 : 0

A_1 : 0

A_2 : 0

ϕ , deg: 0

Figura 4. 5 : Tipologia 3 di Boundary condition

4.1.4 Definizione dei materiali

Completata la definizione delle condizioni al contorno va specificato per ogni regione del modello il materiale di cui essa è costituita. Una serie di materiali sono già presenti all'interno delle librerie di FEMM nel caso in esame sono stati però importati i dati dei materiali utilizzati. I materiali definiti in questo modello di generatore sincrono e le loro caratteristiche sono di seguito riportati:

- *Lamierino statore*

Materiale ferromagnetico con cui viene realizzato il pacco statore

Block Property

Name: StatorCore

B-H Curve: Nonlinear B-H Curve

Linear Material Properties

Relative μ_x : -796178.343949

Relative μ_y : -796178.343949

ϕ_{hx} , deg: 0

ϕ_{hy} , deg: 0

Nonlinear Material Properties

Edit B-H Curve

ϕ_{hmax} , deg: 0

Coercivity

H_c , A/m: 0

Electrical Conductivity

C , MS/m: 0

Figura 4. 6 : Caratteristiche materiale ferromagnetico statore

B[T]	H[Amp/m]
0.090	23
0.180	31
0.360	45
0.450	51
0.540	56
0.720	67
0.810	73
0.945	85
1.035	98
1.125	124
1.215	183
1.305	434
1.396	1341
1.486	3522
1.621	13000
1.891	100000

Tabella 4. 1 : Alcuni dei valori utilizzati per tracciare la caratteristica di magnetizzazione lamierino statore

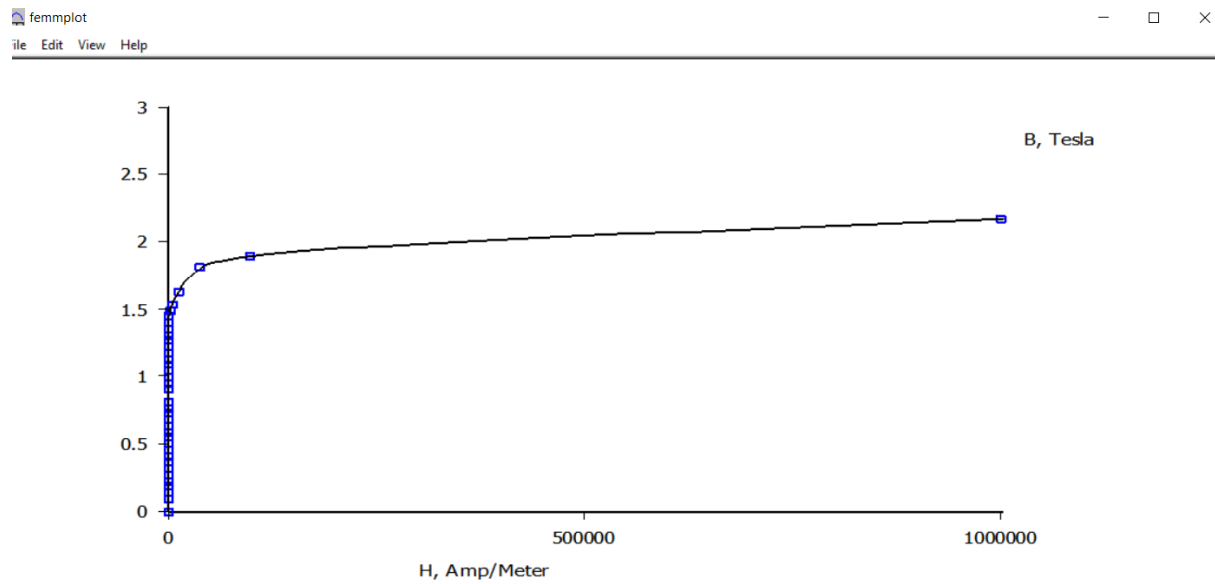


Figura 4. 7 : Curva di magnetizzazione del lamierino statore

- *Lamierino polo rotore*

Materiale ferromagnetico con cui vengono realizzati i nuclei polari del rotore.

Block Property

Name: Pole steel

B-H Curve: Nonlinear B-H Curve

Linear Material Properties

Relative μ_x : -796178.343949

Relative μ_y : -796178.343949

ϕ_{hx} , deg: 0

ϕ_{hy} , deg: 0

Nonlinear Material Properties

Edit B-H Curve

ϕ_{hmax} , deg: 0

Coercivity

H_c , A/m: 0

Electrical Conductivity

σ , MS/m: 0

Figura 4. 8 : Caratteristiche materiale ferromagnetico nucleo polare

B[T]	H[Amp/m]
0.147	34
0.245	44
0.392	58
0.490	67
0.539	72
0.637	81
0.784	96
0.833	102
0.981	123
1.128	155
1.226	198
1.275	231
1.373	381
1.422	586
1.520	1740
2.059	100000

Tabella 4. 2 : Alcuni dei valori utilizzati per tracciare la caratteristica di magnetizzazione lamierino polo rotore

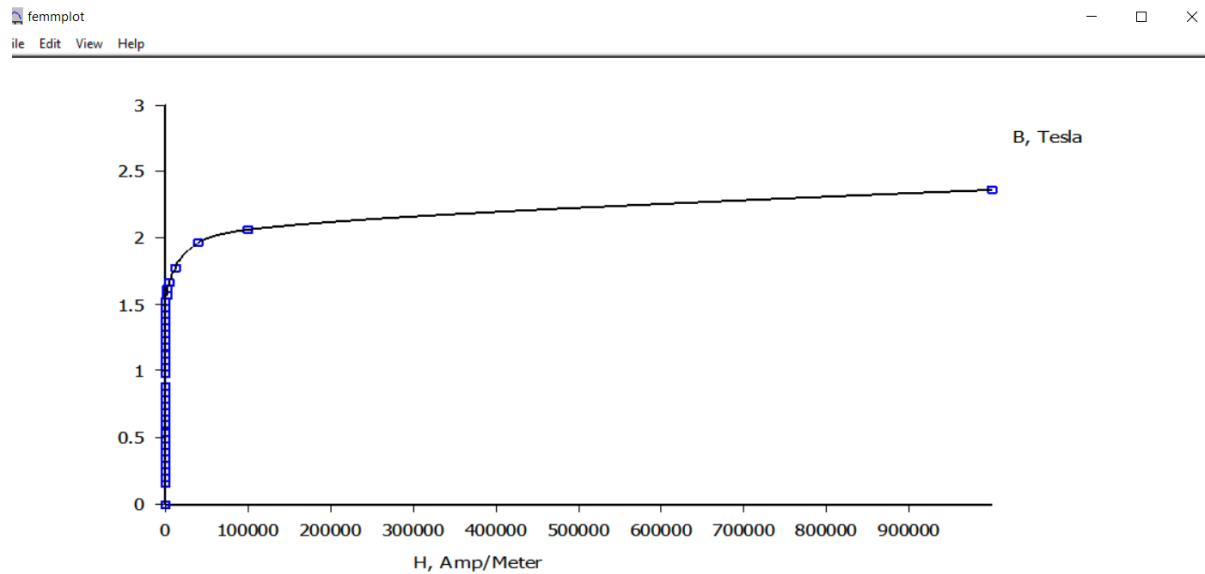


Figura 4. 9 : Curva di magnetizzazione del lamierino nucleo polare

-

Rame

Il materiale con cui si prevede di realizzare l'avvolgimento rotore e le bobine statoriche.

Property	Value
Name	Copper_Ia
B-H Curve	Linear B-H Relationship
Relative μ_x	1
Relative μ_y	1
ϕ_{hx} , deg	0
ϕ_{hy} , deg	0
Coercivity H_c , A/m	0
Electrical Conductivity σ , MS/m	51.88299490115

Figura 4. 10 : Caratteristiche del materiale utilizzato per gli avvolgimenti

-

Aria

Il materiale che circonda il rotore, esso sarà caratterizzato dalle seguenti caratteristiche:

- Permeabilità magnetica relativa $\mu_r = 1$.
- Conducibilità elettrica $\sigma = 0$ [Ms/m].

4.1.5 Creazione circuiti

In seguito alla scelta dei materiali utilizzati e delle loro proprietà è necessario definire le caratteristiche dei circuiti che produrranno il campo magnetico, nel nostro caso di studio l'avvolgimento rotore. Per indicare la presenza di corrente in un circuito basta definire nelle proprietà del blocco il numero di spire e la corrente da considerare.

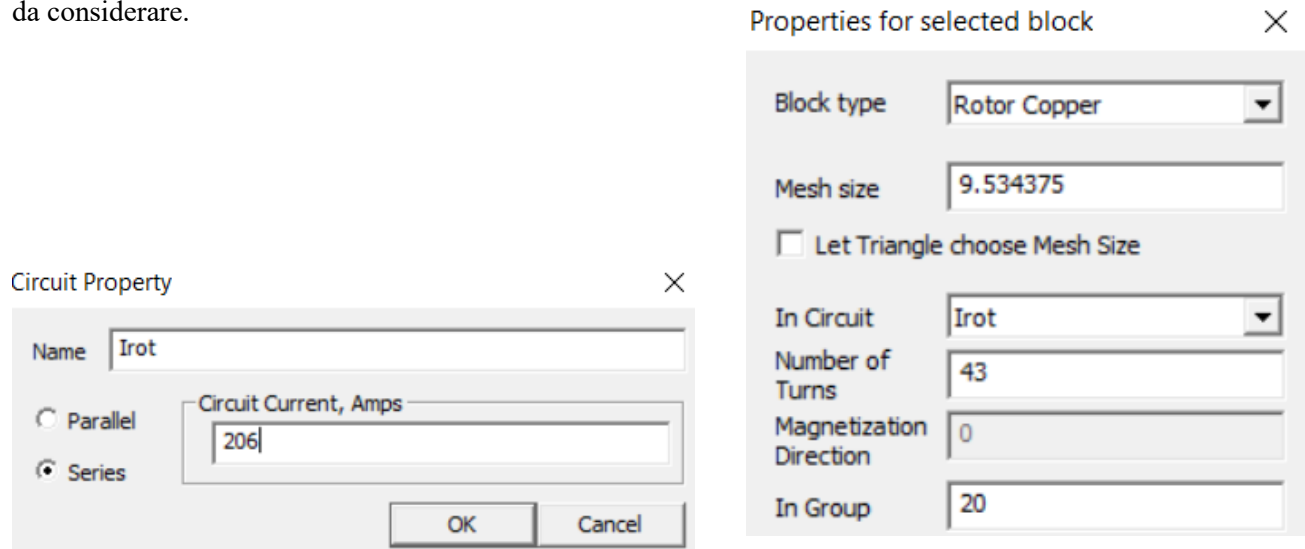


Figura 4. 11 : Caratteristiche circuito di eccitazione

In questa fase è stato creato anche il circuito statore, le tre fasi sono state correttamente posizionate come da progetto all'interno delle cave.

4.1.6 Mesh

L'ultimo passaggio da eseguire prima del processo di analisi è quello della scelta delle dimensioni della mesh. Dimensioni minori degli elementi che ricoprono la superficie da analizzare implicano un livello di precisione maggiore a discapito però della velocità computazionale. Il software FEMM prevede un'opzione che consente la creazione automatica della mesh, in casi particolari però è consigliabile utilizzare degli elementi più piccoli nelle zone d'interesse. Nel nostro caso di studio viene realizzata una mesh con 12154 nodi che diventa automaticamente più fitta quando le dimensioni del blocco si riducono e lungo le linee di connessione delle diverse aree.

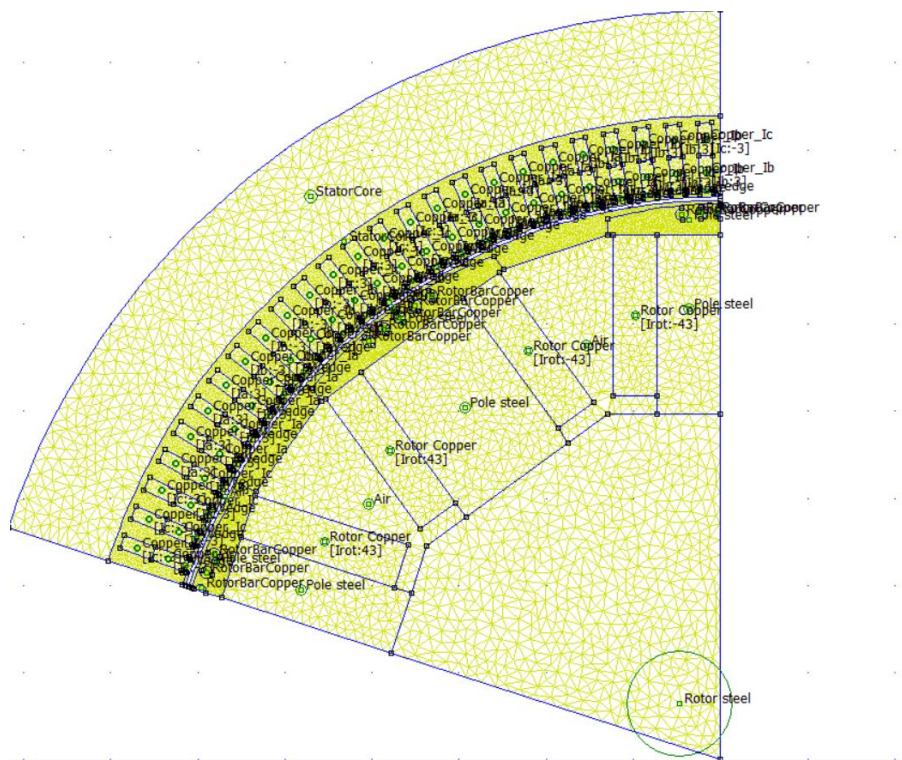


Figura 4. 12 : Mesh del settore in esame

Terminato il processo di analisi i risultati ottenuti sono disponibili nella sezione femmview, una finestra di dialogo all'interno di questa finestra è possibile rilevare il valore delle grandezze fondamentali punto per punto. Oltre il modello disegnato, nella finestra compaiono le linee di flusso del campo magnetico prodotto presente nel modello. Attraverso l'utilizzo di MATLAB viene calcolato il flusso concatenato dall'avvolgimento statorico in modo da calcolare la tensione indotta durante la rotazione.

4.2 Simulazione a vuoto

Il modello del settore di generatore sincrono a poli salienti realizzato è stato simulato nella sua configurazione a vuoto, questo implica che all'avvolgimento statorico non sia connesso nessun carico e non circoli nessuna corrente. In questa simulazione il campo magnetico è creato dal solo avvolgimento rotore. Il risultato di questa simulazione è riportato di seguito.

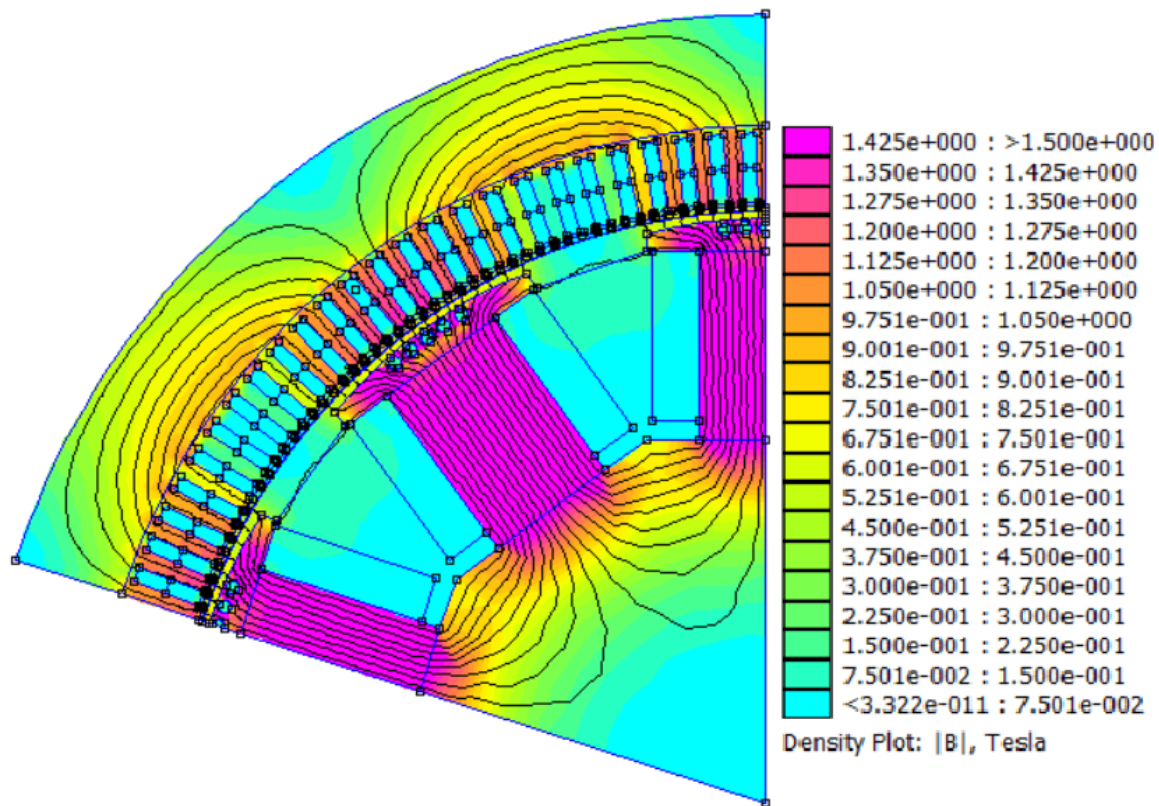


Figura 4. 13 : Mappa di induzione magnetica simulazione a vuoto

Questo risultato è stato raggiunto in modo iterativo; la corrente di eccitazione necessaria affinché venga indotta la tensione nominale è inizialmente ignota. Sono state realizzate una serie di simulazioni in modo da ottenere le condizioni nominali del funzionamento a vuoto.

Come già accennato precedentemente FEMM consente a chi lo utilizza di determinare in ogni punto del modello il modulo delle grandezze fondamentali. Le grandezze di maggiore interesse sulle quali vale la pena di porre particolare attenzione sono:

- *Potenziale vettore magnetico*

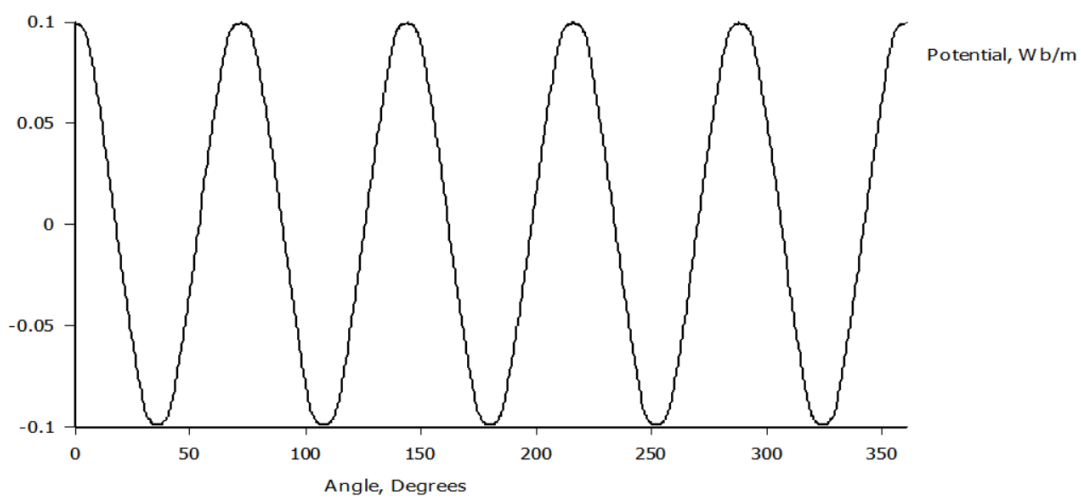


Figura 4. 14 : *Potenziale vettore magnetico lungo il traferro*

- *Campo di induzione magnetica*

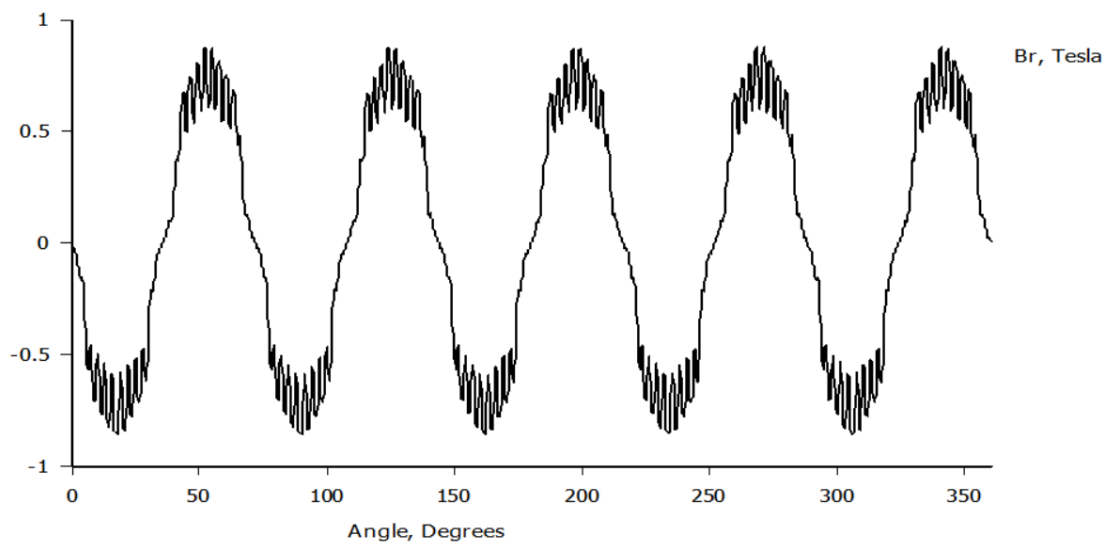


Figura 4. 15 : *Campo di induzione lungo il traferro*

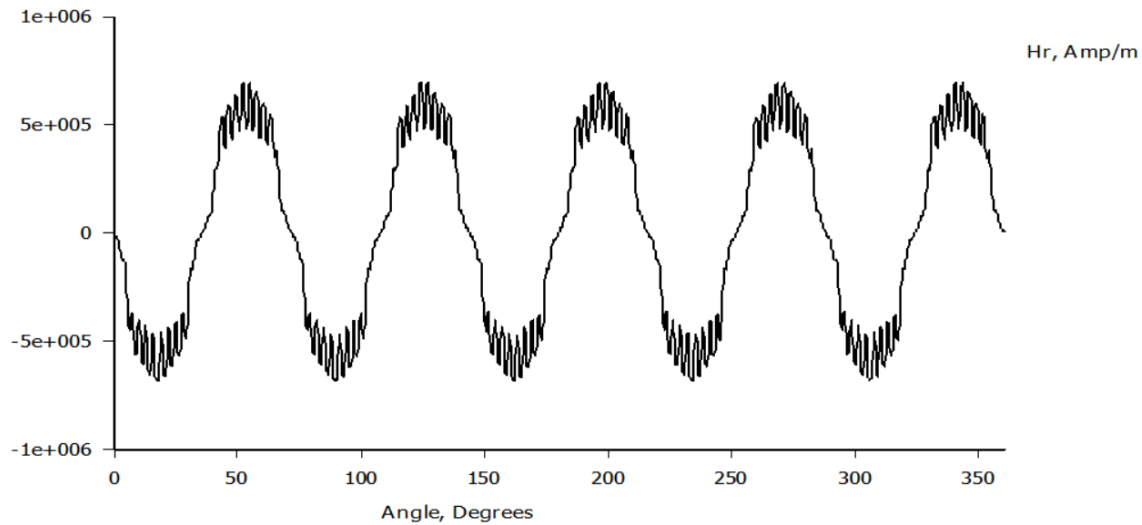


Figura 4. 16 : *Campo magnetico lungo il traferro*

Come si può notare dai grafici, l'andamento al traferro dei campi $\vec{B}$ e $\vec{H}$ coincidono perfettamente. Questa era facilmente prevedibile poiché la permeabilità magnetica μ_0 dell'aria, che costituisce il traferro, è costante e pari a $4\pi \cdot 10^{-7}$ [H/m], quindi sono legati da una proporzionalità diretta.

Il programma di simulazione impiegato per questa analisi non permette di variare la configurazione del modello durante il processo di elaborazione, è necessario dunque combinare FEMM ad un programma di calcolo, per comprendere appieno il comportamento del generatore in esame.

L'obiettivo finale è quello di determinare le funzioni delle grandezze citate in precedenza al variare della posizione del rotore e di conseguenza di un angolo meccanico θ_m . Durante ogni simulazione sono stati memorizzati i valori delle grandezze d'interesse, che sono stati in seguito processati.

Per impartire a FEMM l'istruzione di eseguire una serie di simulazioni ricorsive per diverse posizioni del rotore è stato realizzato uno script in MATLAB, in grado di gestire autonomamente tutti i processi. Il codice che viene riportato è stato utilizzato per il calcolo del flusso concatenato. (ALLEGATO A)

Nel codice le variabili Ia, Ib, Ic, rappresentano le tre fasi dell'avvolgimento statorico. Il comando "mo_getcircuitproperties" restituisce i parametri del circuito indicato tra parentesi; viene creato dunque un vettore per ogni fase, contenente i valori di corrente, caduta di tensione e flusso concatenato dal circuito ad ogni iterazione e quindi per le diverse posizioni del rotore. Di seguito sono riportati i grafici dei flussi concatenati dalle tre fasi.

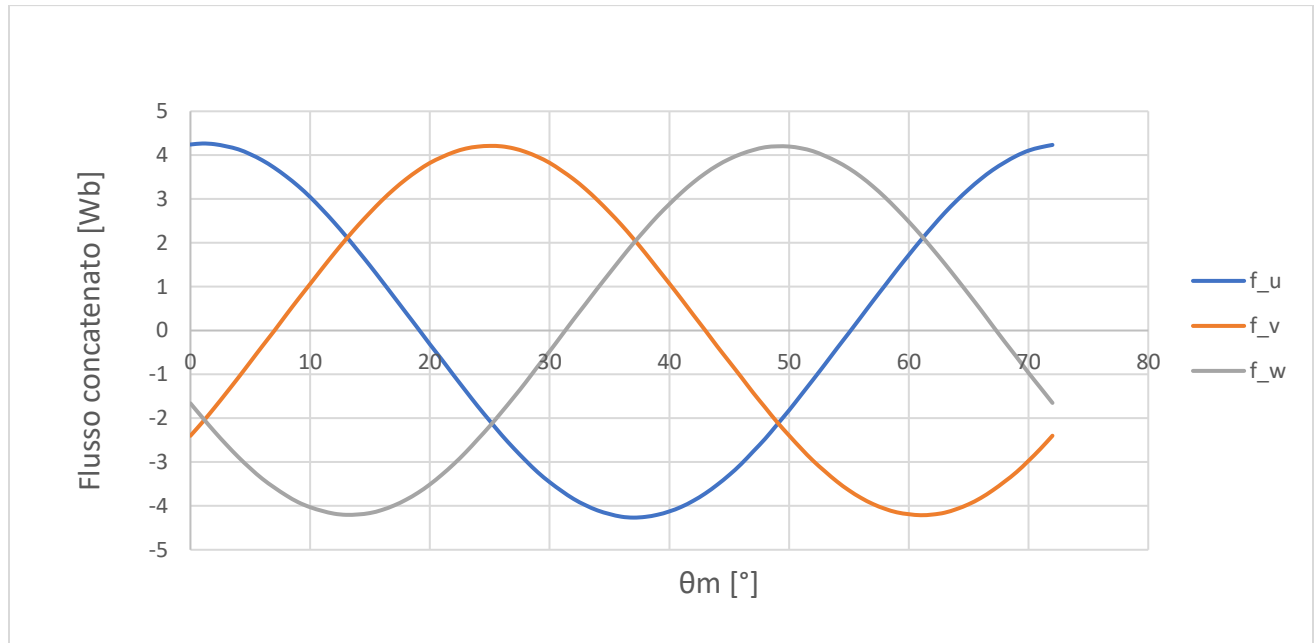


Figura 4. 17 : Andamento del flusso concatenato registrato durante la simulazione a vuoto

Una volta ottenuto il flusso concatenato dalle tre fasi dell'avvolgimento di statore è possibile ricavare anche la tensione indotta eseguendo la derivata temporale:

$$e(t) = \frac{d\Phi_c(t)}{dt} \quad (Eq. 1.11)$$

Dove :

- $e(t)$ è la tensione indotta
- $\Phi_c(t)$ è il flusso concatenato dall'avvolgimento statorico

La funzione del flusso concatenato è definita per punti. Per eseguire questo passaggio la forma d'onda $\Phi_c(t)$ è stata scomposta nella sua serie di Fourier secondo la relazione:

$$\Phi_c(t) = F_0 + \sum_{k=1}^{\infty} [a_k \cos(kwt) + b_k \sin(kwt)] \quad (Eq. 1.12)$$

Per il calcolo della serie di Fourier è stato implementato uno script in codice MATLAB, (ALLEGATO B)

Ordine armonico	a_k [Wb]	b_k [Wb]
1	4.5484	0.44203
2	0.1231	0
3	0.1390	0.006
4	0.1238	0
5	0.1201	0
6	0.1236	0
7	0.1247	0
8	0.1232	0
9	0.1225	0
10	0.1234	0

Tabella 4. 3 : Coefficienti armoniche del flusso concatenato

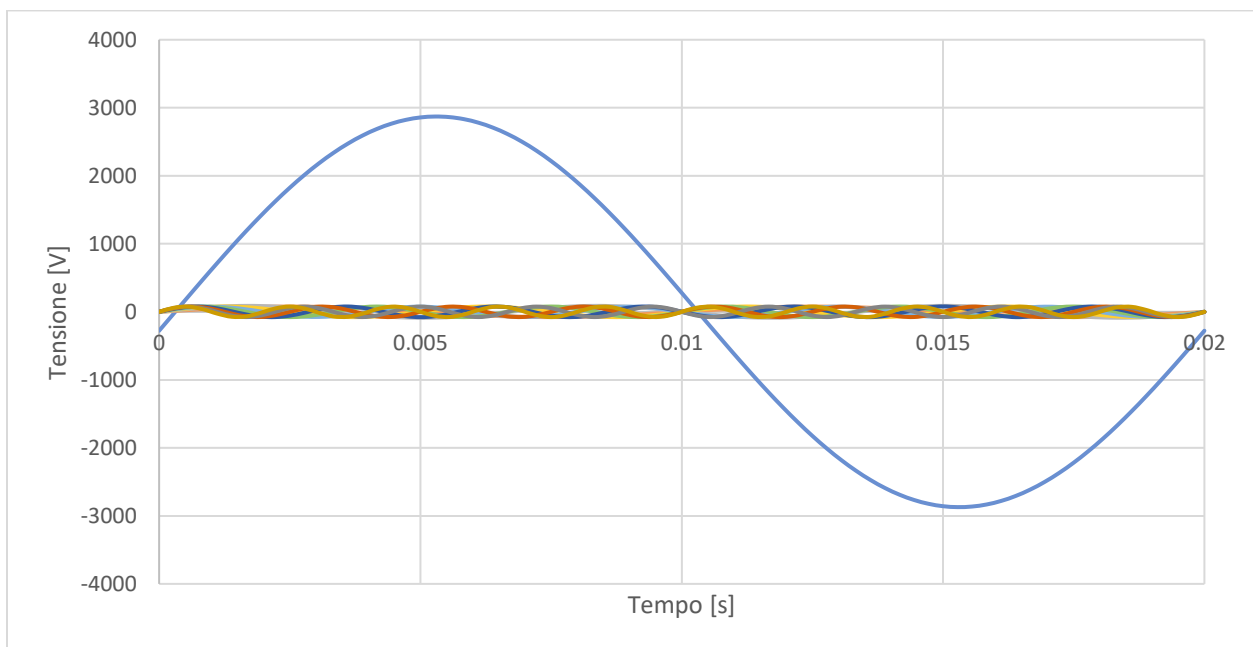


Figura 4. 18 : Scomposizione in serie di Fourier della tensione indotta

Nella figura 4.18 sono riportate la componente fondamentale e le prime dieci componenti armoniche della tensione di fase indotta nell'avvolgimento statorico.

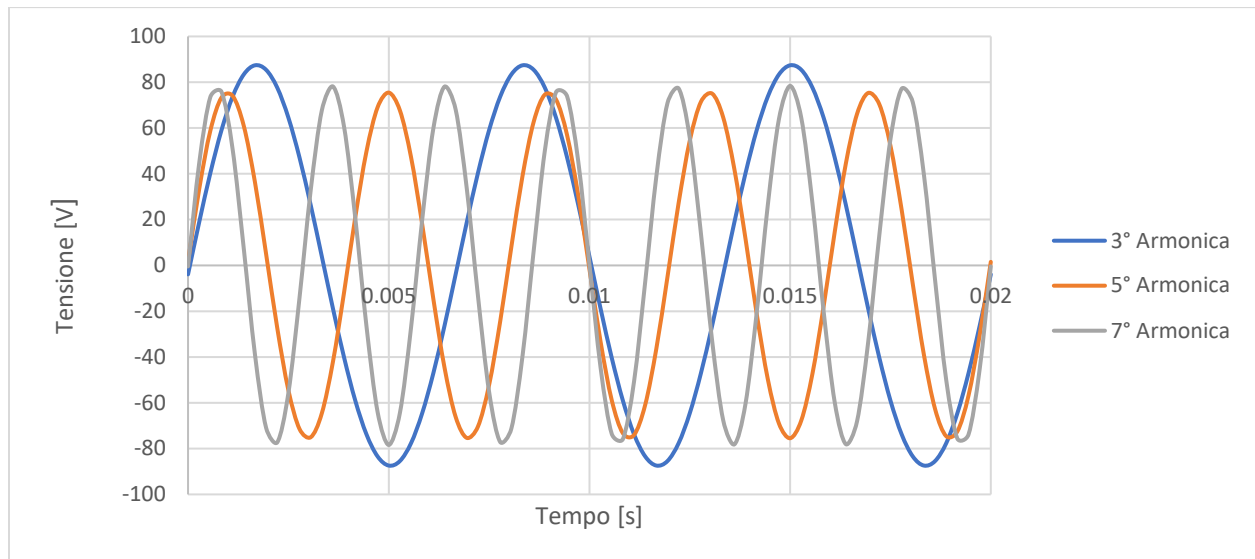


Figura 4. 19 : Componenti armoniche misurate

4.3 Determinazione della caratteristica a vuoto

Il modello del generatore realizzato può essere ancora utilizzato per tracciare la caratteristica a vuoto della macchina in esame, anche in questo caso è stato implementato uno script in codice MATLAB che permette di calcolare il valore di tensione indotta per diverse correnti di eccitazione. (ALLEGATO C)

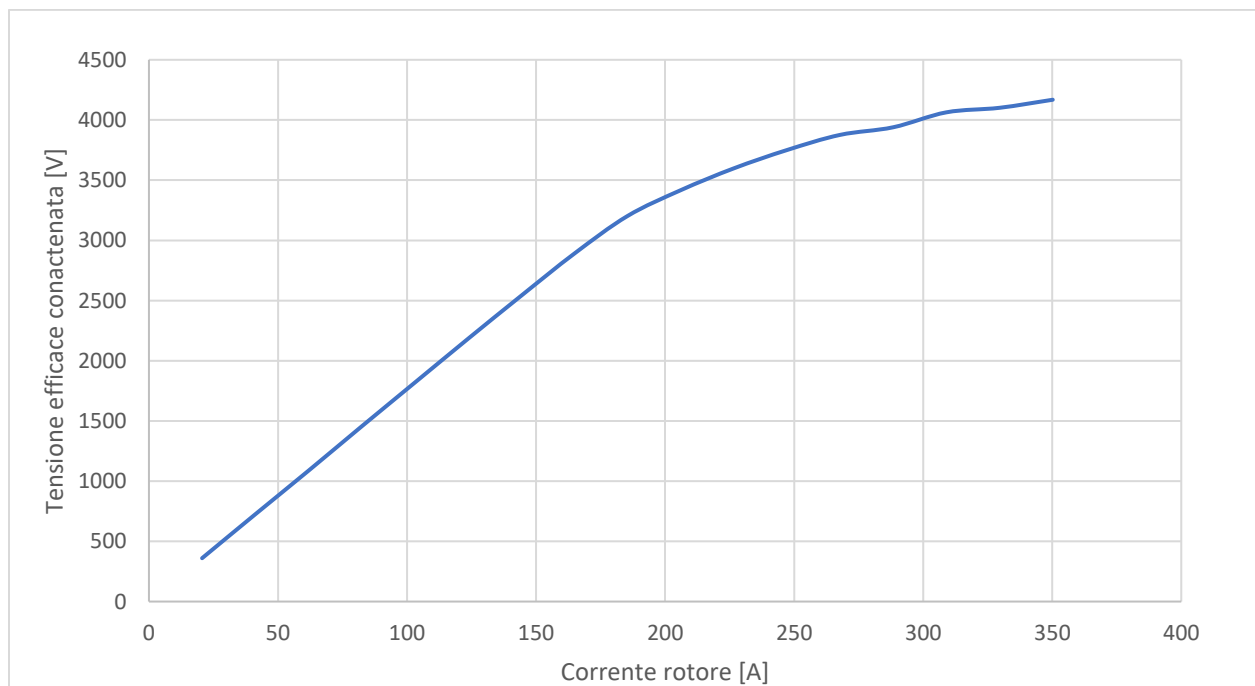


Figura 4. 20 : Caratteristica a vuoto calcolata con FEMM

La corrente di eccitazione come nel collaudo reale viene fatta variare per step costanti da un valore minimo pari al 10% della corrente nominale a vuoto fino ad un valore massimo del 170 % del valore nominale. In fase di collaudo questo valore non viene raggiunto. Di seguito sono riportati i valori di tensioni per ogni iterazione.

Tensione [V]	Corrente rotore [A]
360.20	20.6
724.82	41.2
1086.41	61.8
1454.45	82.4
1818.30	103.0
2181.92	123.6
2539.55	144.2
2889.80	164.8
3202.10	185.4
3416.51	206.0
3598.12	226.6
3750.28	247.2
3876.27	267.8
3939.61	288.4
4063.71	309.0
4101.39	329.6
4168.10	350.2

Tabella 4. 4 : Valori numerici ricavati dalle simulazioni a vuoto

In questa simulazione il calcolo della tensione indotta è stato implementando diversamente dalla simulazione precedente. Il valore di $e(t)$ è stato calcolato come il rapporto tra la variazione di flusso $\Delta\Phi$ e la variazione di tempo Δt tra due simulazioni consecutive.

L'utilizzo di FEMM consente una visualizzazione diretta della forma d'onda della tensione indotta e non del solo valore numerico. In questo modo è possibile valutare in maniera rapida l'impatto che piccole variazioni sulla geometria della macchina avrebbero sulle grandezze d'interesse.

Capitolo 5

Procedura di collaudo e analisi dei dati registrati

La fase di collaudo riveste un ruolo di primaria importanza nel processo costruttivo di una macchina elettrica. Lo scopo principale dei test finali eseguiti sul generatore sincrono completo è quello di verificare che le caratteristiche e le prestazioni del generatore siano in accordo con le richieste del cliente e con i valori di progetto.

In questo capitolo verranno descritte le modalità di esecuzione delle prove per la determinazione delle grandezze caratteristiche delle macchine sincrone in accordo alle norme CEI attualmente in vigore. Per ogni nuovo alternatore prodotto viene redatto un piano di controllo qualità in cui sono indicati: la sequenza di prove che necessariamente dovranno essere eseguite durante processo di produzione del generatore, le norme che descrivono le procedure di esecuzione dei test e i criteri di accettazione. Per le macchine in esame, a valle del completamento dei processi produttivi sono state eseguite:

- Determinazione della caratteristica a vuoto
- Determinazione della caratteristica in corto circuito
- Calcolo della sovratemperatura nominale di statore
- Calcolo del rendimento convenzionale con il metodo delle perdite separate

Sono stati riportati i dati di uno solo dei due generatori testati. Tutti i risultati del secondo generatore sono allegati al termine del lavoro di tesi, (ALLEGATO D).

Durante il collaudo il generatore sincrono in prova è solitamente azionato da un motore di traino (opportunamente tarato). Il motore utilizzato può essere un motore a corrente continua, un motore a induzione o un motore sincrono. Preferibilmente, la capacità del motore di azionamento dovrebbe essere tale che funzioni a non meno del 15-20 % nella prova che richiede il minor assorbimento di potenza, macchina diseccitata., e il motore non deve superare il 125% della sua potenza nominale nella condizione di prova più gravosa, prova in corto circuito. In questo range di potenza il valore di rendimento del traino è prevedibile, questo facilita il calcolo del rendimento della macchina in esame e aumenta il livello di accuratezza delle misure. Il motore di traino dovrebbe essere in grado di far funzionare la macchina in esame alla sua velocità nominale. Le letture vanno considerate solo quando la velocità è costante e pari al valore nominale, la misura di velocità deve essere eseguita con uno strumento di misura affidabile e con una classi di precisione inferiore a 1.

Tutte le prove descritte in questo capitolo sono state eseguite su una macchina completa, con tutte le coperture montate come in funzionamento normale e con il circuito di raffreddamento funzionante con le portate e temperature nominali. Per ogni prova tutte le misure elettriche sono state eseguite solo a valle del raggiungimento del regime termico dei cuscinetti. Il regime termico può essere valutato considerando una misura diretta della temperatura dei componenti fondamentali dei cuscinetti utilizzati, nel caso in esame la temperatura del metallo bianco e quella dell'olio presente nel cuscinetto.

5.1 Prova di saturazione a vuoto

In accordo alla norma CEI 60034-4 la prova di saturazione a vuoto viene eseguita trascinando la macchina in prova come generatore tramite un motore primo opportunamente tarato e di cui si conoscono le caratteristiche principali e il rendimento. La prova deve essere eseguita alla velocità costante corrispondente alla frequenza nominale di regime dell'alternatore.

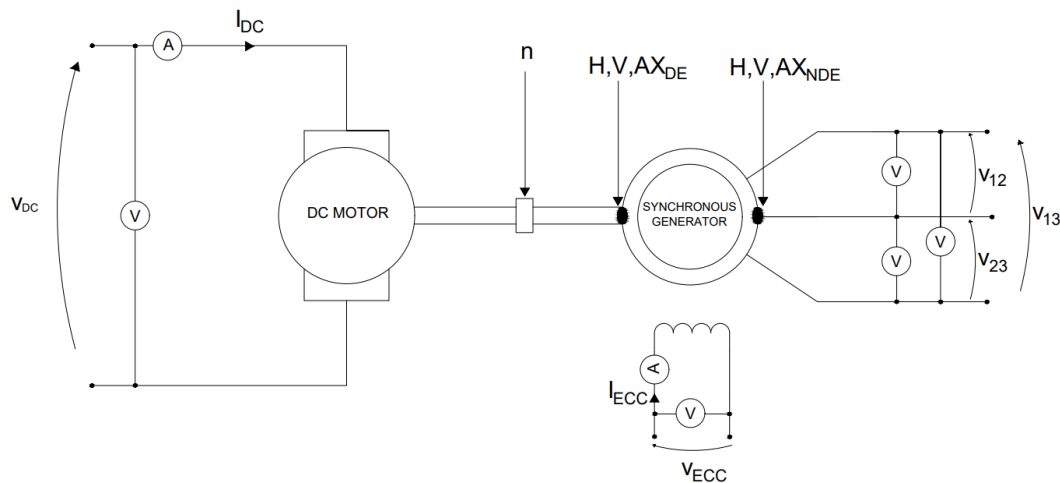


Figura 5.1 : Schema di collegamento prova a vuoto

Le misure rilevate durante questo test verranno utilizzate in fase di post processing per il calcolo delle perdite magnetiche a vuoto e per la determinazione della caratteristica di saturazione.

Un generatore sincro funziona a vuoto quando è trascinato in rotazione con il circuito statorico aperto mentre il circuito rotorico è regolarmente eccitato. Durante la prova in officina la macchina in esame è stata trainata da un motore in corrente continua ad eccitazione indipendente, fra il motore e l'alternatore è stato realizzato un accoppiamento coassiale diretto per rendere trascurabili le perdite di trasmissione. Di seguito sono riportati i dati di targa del motore adoperato durante le prove. La macchina in corrente continua è stata precedentemente tarata, in modo da avere un'indicazione precisa sulla quota di perdita da considerare durante il calcolo del rendimento del generatore.

TIPO	MOTORE DH450XK	
Classe isolamento	H/F	
Servizio	S1	
Eccitazione	indipendente	
Potenza nominale	840	kW
Tensione nominale	600	V
Corrente nominale	1500	A
Velocità base	770	rpm
Velocità max	1400	rpm

Tabella 5. 1 : Dati di targa del motore di traino

Durante la prova di saturazione a vuoto, sono state misurate contemporaneamente la corrente di eccitazione e la tensione statorica; inoltre sono state registrate la tensione e la corrente di armatura del motore di traino per l'applicazione del metodo delle perdite separate. Durante il test sono stati monitorati anche i livelli di vibrazione e sono state registrate le temperature del pacco magnetico, rame statore e cuscinetti. Di seguito un'immagine, realizzata durante il test descritto.



Figura 5. 2 : Generatore sincrono in fase di collaudo

La norma CEI 60034-4 definisce i livelli di precisione per la strumentazione che deve essere adottata in fase di collaudo, da questa scelta dipende la valutazione dell'incertezza dei valori misurati. Gli strumenti di misura devono essere di classe almeno pari a 0,2, mentre per le prove di routine è accettabile una classe di precisione inferiore, pari a 0,5. I trasformatori di misura devono avere un grado di precisione elevato in modo che gli errori di misura non superino $\pm 5\%$ per le misurazioni generali e il $\pm 3\%$ per le misure di rendimento per macchine di nostro interesse. La velocità angolare deve essere misurata con una precisione $\pm 0.1\%$ o 1 rpm scegliendo tra i due quello che garantisce un livello di precisione maggiore. La misurazione delle temperature degli avvolgimenti deve essere effettuata con precisione di $\pm 1^\circ\text{C}$. Tutti gli strumenti utilizzati sono riportati nella tabella seguente

Tensione di armatura	VDC	FLUKE NORMA 5000
Corrente armatura	IDC	Shunt 750A-60mV, Fluke Norma 5000
Tensione eccitazione	VECC	Fluke Norma 5000
Corrente eccitazione	IECC	Fluke Norma 5000
Tensione statorica	V12-V23-V12	TV 1500-5 V, Fluke Norma 5000
Tensione rotore	VROT	Fluke Norma 5000
Corrente rotore	IROT	Sistema di lettura integrato
Velocità	n	Cemb N600
Vibrazioni	H,V,AXDE-H,V,AXNDE	Cemb N600
Temperature		PT100 integrate

Tabella 5. 2 : Strumenti utilizzati durante la prova a vuoto

Per determinare la caratteristica di saturazione a vuoto è necessario variare gradualmente la corrente di eccitazione e registrare il valore di tensione indotta. Se possibile è consigliabile partire da un valore superiore alla tensione nominale. Nel caso in esame è stato scelto $1,2 V_n$ e di decrescere in modo graduale fino ad arrivare a macchina diseccitata. La tensione indotta quando la corrente di eccitazione è nulla viene definita tensione residua. La norma CEI 60034-4 non definisce un numero di punti di lettura minimo da realizzare per una corretta valutazione della caratteristica. Per ottenere una quantità di dati utili alla corretta caratterizzazione del rotore è necessario avere una buona distribuzione dei punti di misura E' possibile individuare tre zone principali:

- Da zero al 60% della tensione nominale, tratto rettilineo, la quantità di punti può essere minore
- Dal 60% al 110% della tensione nominale, questa zona è un intervallo critico e dovrebbe essere il tratto con una più alta densità di punti di misura
- Dal 110% al 120% della tensione nominale, tratto di curva satura, la quantità di punti può essere ridotta

Nel caso in esame sono state eseguite 13 letture. Tutte le misure sono state eseguite ad intervalli regolari pari al 10 % della tensione nominale. Prima di ogni lettura è preferibile attendere qualche istante per consentire al generatore di stabilizzarsi alle condizioni nominali di funzionamento in modo che non ci siano errori dovuti ad una variazione di velocità ed eccitazione.

%Vn	Parametri generatore collaudato			Parametri motore di traino	
	V ₀ [V]	Vecc [V]	Iecc [A]	Vdc [V]	Idc [A]
Residuo	20	0	0	393	37
10	378	1,59	19,30	393	37
20	733	3,06	37,70	392	38
30	1083	4,38	54,00	393	39
40	1446	5,78	70,90	393	39,5
50	1801	7,20	88,60	394	40
60	2163	8,78	107,70	393	50,4
70	2519	10,51	129,00	393	54
80	2883	12,45	152,00	392	59,80
90	3240	14,64	178,50	293	67
100	3598	17,20	208,00	393	73,6
110	3962	20,31	245,70	393	83,8
120	4320	24,36	295,10	393	96,6

Tabella 5. 3 : Valori registrati durante la determinazione della caratteristica a vuoto

Dove:

- V₀ è la media delle tre tensioni concatenate
- Vecc è la tensione misurata ai capi dell'avvolgimento rotorico
- Iecc è la corrente di eccitazione
- Vdc è la tensione di armatura
- Idc è la corrente di armatura

La caratteristica di saturazione a vuoto corrisponde alla relazione tra la tensione ai morsetti dell'avvolgimento statorico a circuito aperto e la corrente di eccitazione, a velocità costante e pari a quella nominale. Quando a causa dell'elevata tensione residua la caratteristica interseca l'asse delle ordinate sopra l'origine, è necessario aggiungere una correzione. Nel nostro caso la tensione residua è prossima allo zero.

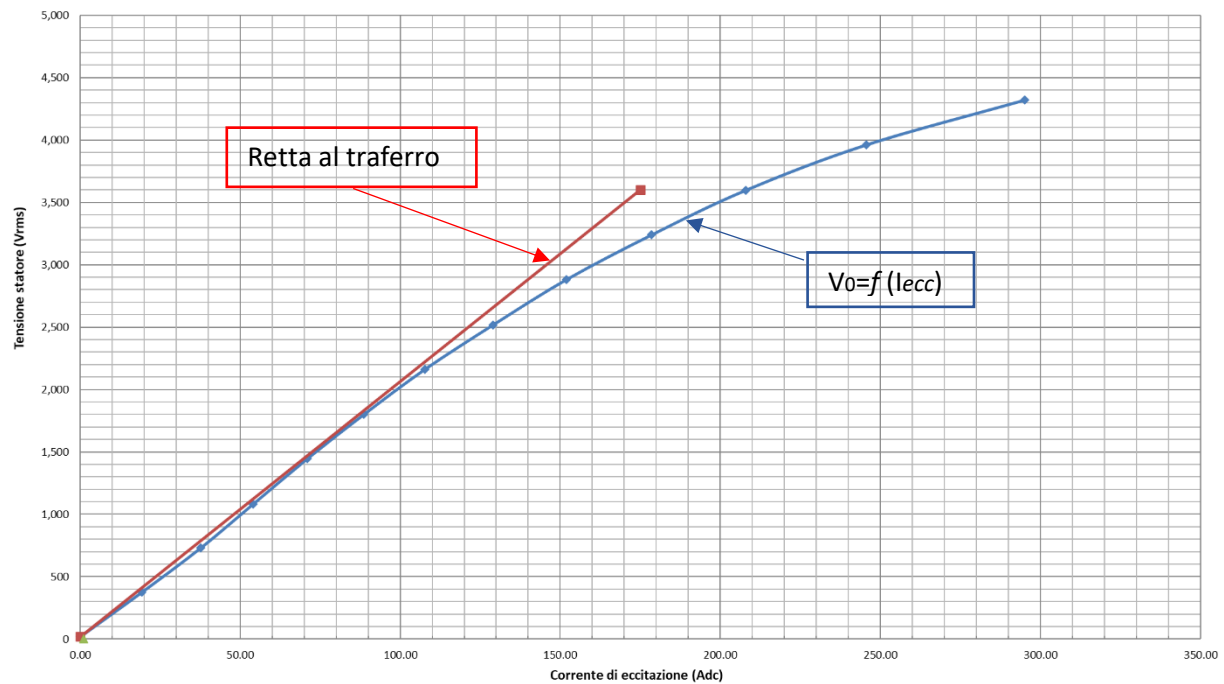


Figura 5.3 : Caratteristica di saturazione a vuoto

La tangente della curva a vuoto, a tensione zero è la retta al traferro (retta rossa in fig 5.3). La retta al traferro mostra il comportamento della macchina senza il fenomeno della saturazione magnetica.

5.2 Prova in corto circuito trifase permanente

In accordo alla norma CEI 60034-4 la prova di corto circuito trifase permanente viene effettuata trascinando la macchina in prova come generatore tramite un motore primo, lo stesso utilizzato già per la prova a vuoto. Il corto deve essere realizzato il più vicino possibile ai morsetti della macchina e la corrente di eccitazione va applicata dopo la chiusura del corto.

Le misure rilevate durante questo test verranno utilizzate in fase di post processing per il calcolo delle perdite addizionali e la determinazione della caratteristica in corto.

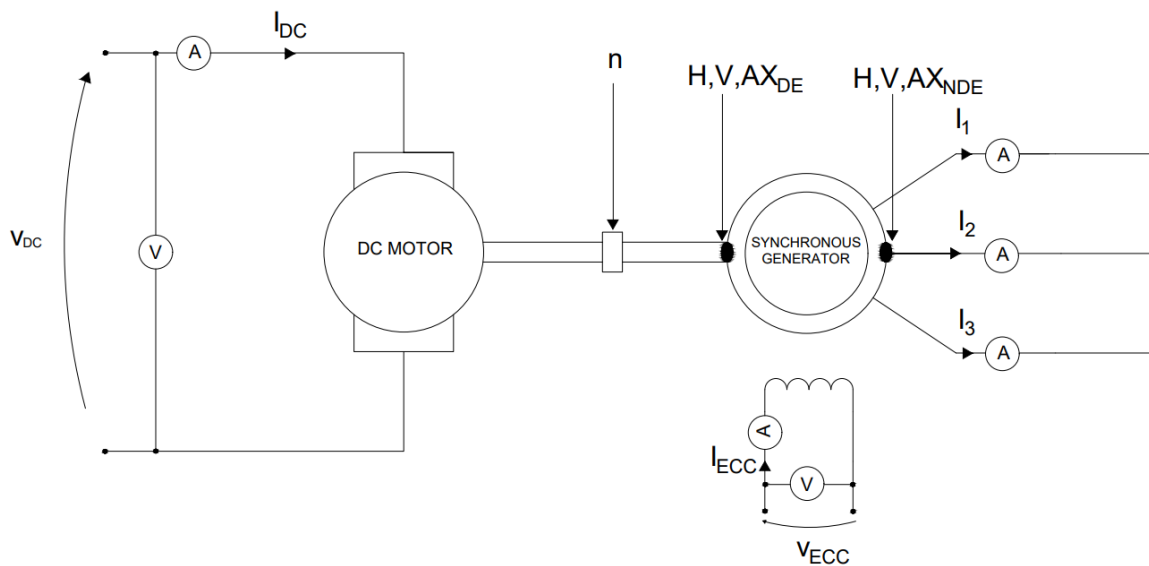


Figura 5. 4 : Schema di collegamento prova in corto circuito

Durante la prova in corto circuito permanente, sono state misurate contemporaneamente la corrente di eccitazione e la corrente statorica; inoltre sono state registrate la tensione e la corrente del motore di traino per l'applicazione del metodo delle perdite separate. Durante il test sono state monitorati anche i livelli di vibrazione e sono state registrate le temperature di pacco magnetico, rame statore e cuscinetti. Di seguito il circuito di prova per il test descritto.



Figura 5. 5 : Chiusura dell'avvolgimento in corto e posizionamento TA di misura

Gli strumenti utilizzati nel corso di questa prova rispettano i limiti già discussi nel paragrafo precedente. La misura di corrente è stata eseguita utilizzando tre trasformatori di corrente, la loro funzione è quella di fornire all'avvolgimento secondario una corrente proporzionale a quella del circuito primario su cui sono installati. L'avvolgimento secondario non deve mai essere a circuito aperto. La corrente al secondario è l'immagine perfetta della corrente primaria con il rapporto di trasformazione, per questo motivo basta misurare solo due delle tre correnti di fase. La corrente di fase non misurata è stata ricostruita attraverso la somma vettoriale.

Tensione armatura	VDC	Fluke Norma 5000
Corrente armatura	IDC	Shunt 750A-60mV, Fluke Norma 5000
Tensione eccitazione	VECC	Fluke Norma 5000
Corrente eccitazione	IECC	Fluke Norma 5000
Corrente statorica	I1-I2-I3	TA 1500-5 A, Fluke Norma 5000
Tensione rotore	VROT	Fluke Norma 5000
Corrente rotore	IROT	Sistema di lettura integrato
Velocità	n	Cemb N600
Vibrazioni	H,V,AXDE-H,V,AXNDE	Cemb N600
Temperature		PT100 integrate

Tabella 5. 4 : Strumenti utilizzati durante la prova in corto

Anche in questo caso come per la prova a vuoto è stata eseguita una salita graduale della corrente di eccitazione ed ogni step è stata memorizzata la corrente statorica. La curva ha come punto di partenza la macchina diseccitata. Il punto finale è stato fissato a 1,2 la corrente nominale.

%In	Parametri generatore collaudato			Parametri motore di traino	
	Icc [A]	Vecc [V]	Iecc [A]	Vdc [V]	Idc [A]
0	11,8	0	0	392,5	32,0
10	64,2	1,65	19,70	391,7	33,6
20	128,2	3,59	43,00	391,9	36,0
30\	192,5	5,49	66,20	391	40,4
40	256,3	7,35	89,30	392	47,0
50	320,4	9,20	119,00	391,4	54,9
60	385,0	11,05	138,20	391,5	64,1
70	449,2	12,88	159,70	391,4	75,2
80	513,7	14,72	177,00	391,5	89,3
90	577,4	16,54	200,00	391,2	104,2
100	641,4	18,41	227,00	391,5	120,7
110	705,4	20,28	248,40	391	141,6
120	769,6	22,20	272,00	391	159,3

Tabella 5. 5 : Valori registrati durante la caratteristica in corto circuito

Dove :

- Icc è la corrente di fase di statore misurata durante la prova in corto, calcolata come una media delle tre fasi.

La caratteristica di corto circuito trifase permanente è la relazione tra la corrente dell'avvolgimento statorico in corto circuito e la corrente di eccitazione.

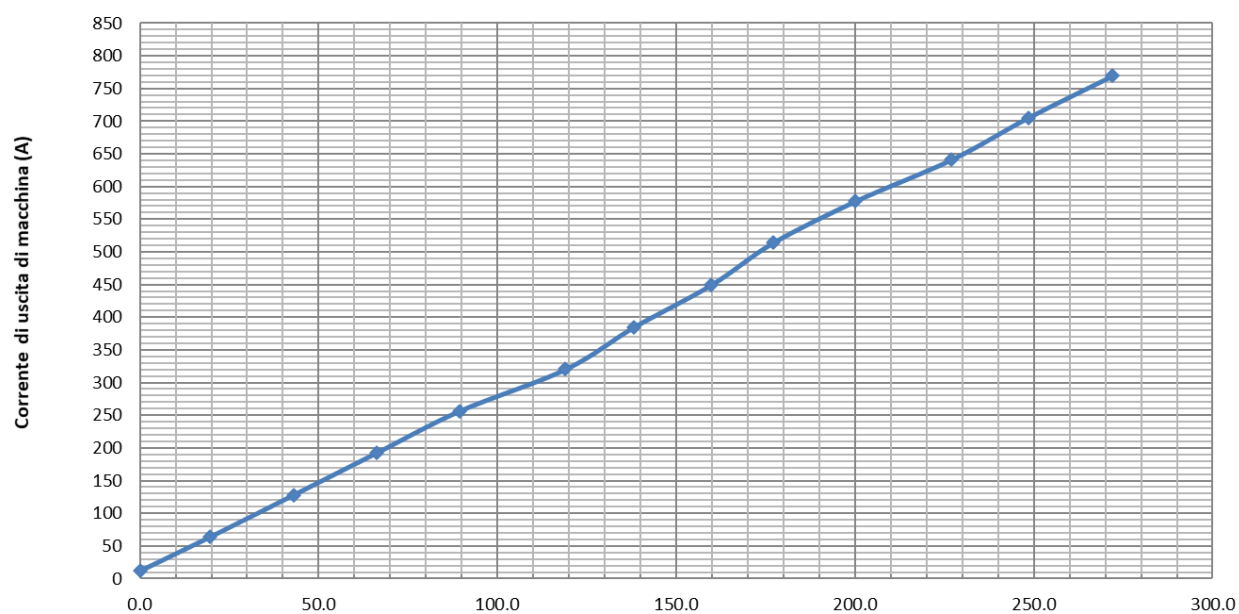


Figura 5. 6 : Caratteristica in corto circuito

5.3 Calcolo della reattanza sincrona diretta e rapporto di corto circuito

In accordo alla norma CEI 60034-4 la reattanza sincrona diretta è stata determinata mediante la caratteristica di saturazione a vuoto e quella in corto circuito trifase permanente come rapporto tra la tensione a vuoto, rilevata sulla retta al traferro per una determinata eccitazione, ed il valore della corrente di corto circuito permanente in corrispondenza della stessa corrente di eccitazione. Il valore di X_d calcolato in questo modo corrisponde ad uno stato non saturo della macchina.

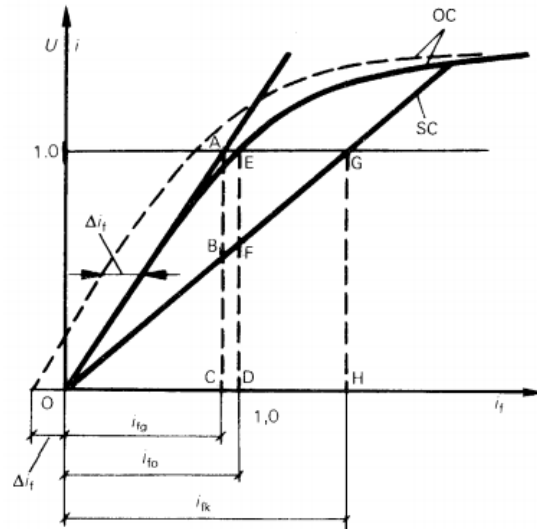


Figura 5. 7 : Grandezze necessarie al calcolo della reattanza diretta non saturo [3]

$$X_d = \frac{AC}{BC} = \frac{OH}{OC} = \frac{i_{fk}}{i_{f0}} = \frac{227}{173} = 1,27 \quad (Eq. 5.1)$$

Il rapporto di corto circuito viene determinato come rapporto tra la corrente di eccitazione corrispondente alla tensione nominale sulla caratteristica a vuoto e la corrente di eccitazione corrispondente alla corrente nominale sulla caratteristica in corto

$$SCR = \frac{OD}{OH} = \frac{i_{f0}}{i_{fk}} = \frac{208}{227} = 0,92 \quad (Eq. 5.1)$$

5.4 Calcolo della sovratemperatura nominale di statore

In accordo alla norma CEI 60034-29 la stima della sovratemperatura nominale di statore può essere eseguita tramite una misura diretta o indiretta. Le condizioni di funzionamento nominali corrispondono a carico nominale e tensione nominale. Questa condizione nel caso di un generatore sincrono è spesso non raggiungibile, anche nel caso in esame non è stato possibile realizzare una misura diretta.

Per la determinazione della sovratemperatura è stato impiegato il metodo del circuito aperto, corto circuito, zero eccitazione. Questo metodo si basa sul principio di sovrapposizione degli effetti che ci permette di studiare un sistema più volte considerando un ingresso per volta ed annullando tutti gli altri, il risultato finale sarà la somma dei risultati parziali ottenuti. Con questo metodo la macchina è trainata alla sua velocità nominale nelle tre diverse condizioni e i risultati ottenuti verranno utilizzati per ricostruire una stima dell'aumento di temperatura alle condizioni nominali.

L'aumento di temperatura $\Delta\theta$ di un componente del generatore viene calcolata come la differenza di temperatura tra il punto misurato e quella del fluido primario di raffreddamento di riferimento, nel caso in esame, aria. La temperatura del fluido di raffreddamento deve essere misurata con la stessa frequenza delle altre misure. Durante le tre diverse prove le temperature dell'avvolgimento statorico e del pacco statore sono state misurate attraverso delle sonde di temperatura, PT100, inserite durante la costruzione del generatore, i punti sono inaccessibili durante la fase di collaudo. I generatori Strettara Gruppo 1 e Gruppo 2 prevedono sei PT100 per il controllo di temperature dell'avvolgimento statorico e tre PT100 inserite nel pacco statorico per il controllo della temperatura dei lamierini. Per ogni condizione di prova deve essere necessariamente raggiunto l'equilibrio termico. Il regime viene raggiunto quando la differenza di temperatura, nello stesso punto, tra due misure consecutive a distanza di trenta minuti, risulta minore di 1K.

Come riportato dalla norma CEI 60034-29 nel paragrafo 5.3.1 si indica con:

- Test m : avvolgimento statorico in corto circuito e corrente di eccitazione impostata in modo da ottenere la corrente statorica nominale, i cui valori sono riportati nella tabella 5.8.
- Test n : avvolgimento statorico aperto e corrente di eccitazione impostata in modo da ottenere tensione statorica nominale, i cui valori sono riportati nella tabella 5.7.
- Test o : avvolgimento statorico aperto e corrente di eccitazione nulla, i cui valori sono riportati nella tabella 5.6.

Di seguito verranno riportati i risultati ottenuti in fase di collaudo. Si indicano con $\Delta\theta_o$ la sovratemperatura rispetto all'aria nel test o, $\Delta\theta_n$ la sovratemperatura rispetto all'aria nel test n, $\Delta\theta_m$ la sovratemperatura rispetto all'aria nel test m.

Punto di misura	Misura della temperatura assoluta ogni 30'				Sovratemperatura
PT100	0'	30'	60'	90'	$\Delta\theta_o$
Tcu- U1 [°C]	24,9	26,7	25,8	25	1,2
Tcu- V1 [°C]	25	26,8	25,7	25	1,2
Tcu- W1 [°C]	25,2	26,8	25,9	25,1	1,3
Tcu- U2 [°C]	25,2	26,8	25,8	24,8	1
Tcu- V2 [°C]	24,8	26,8	25,8	25	1,2
Tcu- W2 [°C]	25	26,9	25,9	24,9	1,1
TFe1 [°C]	25	26	26,5	25	1,2
TFe2 [°C]	24,9	26,2	26,5	25	1,2
TFe3 [°C]	24,9	26	26,5	25,1	1,3
Taria [°C]	26	24	24	23,8	

Tabella 5. 6 : Valori di temperatura Test o

Punto di misura	Misura della temperatura assoluta ogni 30'					Sovratemperatura
PT100	0'	30'	60'	90'	120'	$\Delta\theta_n$
Tcu- U1 [°C]	31,1	31,4	31,8	32	32,2	7,5
Tcu- V1 [°C]	31	31	32	32,2	32,1	7,4
Tcu- W1 [°C]	31,4	31,2	31,6	31,6	31,8	7,1
Tcu- U2 [°C]	31	31	31,2	31,3	31,5	6,8
Tcu- V2 [°C]	31	30,7	31,3	31,2	31,4	6,7
Tcu- W2 [°C]	31,1	31,3	31,1	31	32	7,3
TFe1 [°C]	30	32	32,6	32,8	33	8,3
TFe2 [°C]	30,1	31,7	32,6	32,5	32,7	8
TFe3 [°C]	30,1	31,7	32,6	32,5	32,7	8,4
Taria [°C]	29	24,5	24,4	24,5	24,7	

Tabella 5. 7 : Valori di temperatura Test n

Punto di misura	Misura della temperatura assoluta ogni 30'							Sovratemperatura
PT100	0'	30'	60'	90'	120'	150'	180'	$\Delta\theta_m$
Tcu- U1 [°C]	40,1	44,2	48,1	49,9	51,2	52	52,3	24,5
Tcu- V1 [°C]	40,4	44	48	50,3	51,5	52	52,3	24,5
Tcu- W1 [°C]	39,4	43,1	46,6	48,3	49,5	50,2	50,5	22,7
Tcu- U2 [°C]	40,7	44,6	48,4	49,9	51,1	51,8	52,1	24,3
Tcu- V2 [°C]	39,9	44,1	47,5	49,5	50,4	51,4	51,5	23,7
Tcu- W2 [°C]	40,9	45	48,9	50,6	50,9	52,7	53,1	24,3
TFe1 [°C]	30,2	32	35,7	37,9	39,5	40,4	40,8	13
TFe2 [°C]	30,1	32	35,8	38	39,6	40,5	40,9	13,1
TFe3 [°C]	30,3	32,2	35,9	38,2	39,8	40,8	41,3	13,5
Taria [°C]	24,5	25,4	26,7	26,7	27	27,5	27,8	

Tabella 5. 8 : Valori di temperatura test m

L'aumento di temperatura in condizione di velocità, tensione e corrente nominale è calcolabile come:

$$\Delta\theta_{1N} = (\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1o}) + (\Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o}) + \Delta\theta_{1o} \quad (Eq. 5.3)$$

Punto di misura	Sovratemperatura nelle tre prove stabilite da norma			Sovratemperatura nominale
	$\Delta\theta_o$	$\Delta\theta_n$	$\Delta\theta_m$	$\Delta\theta_{1N}$
Tcu- U1	1,2	7,5	24,5	30,8
Tcu- V1	1,2	7,4	24,5	30,7
Tcu- W1	1,3	7,1	22,7	28,5
Tcu- U2	1	6,8	24,3	30,1
Tcu- V2	1,2	6,7	23,7	29,2
Tcu- W2	1,1	7,3	24,3	30,5
TFe1	1,2	8,3	13	20,1
TFe2	1,2	8	13,1	19,8
TFe3	1,3	8,4	13,5	20,6
Taria	23,8	24,7	27,8	

Tabella 5. 9 : Sovratemperature statoriche nominale

Dove:

- $\Delta\theta_{1N}$ è la sovratemperatura nominale di statore rispetto al fluido di raffreddamento principale.

La tabella 5.9 mostra una sovratemperatura massima registrata di 30,8 K. Il criterio di accettazione di questa prova è stabilito dalla norma CEI 60034-1 che identifica per il tipo di isolamento e le modalità di raffreddamento utilizzate, la sovratemperatura massima ammissibile in condizioni nominali di funzionamento. Nel caso in esame il limite di sovratemperatura per un avvolgimento con classe di isolamento F/B e con un sistema di raffreddamento che utilizza aria come fluido primario e acqua come fluido secondario è pari a 80K (indicato nella Tab.7 "Limiti di sovratemperatura degli avvolgimenti a raffreddamento indiretto ad aria", Capitolo 8 della norma CEI 60034-1).

5.5 Rendimento convenzionale

Il rendimento di una macchina elettrica è calcolabile come il rapporto tra la potenza in uscita e quella in ingresso alle condizioni nominali di funzionamento. Questo tipo di misura è realizzabile quando le potenze da considerare non sono elevate e questi valori possono essere misurati direttamente. Questo non è possibile su macchine elettriche di grandi dimensioni dove la potenza meccanica non può essere misurata con precisione, in questi casi viene considerato un rendimento convenzionale basato sul metodo delle perdite separate. La procedura di calcolo del rendimento convenzionale di un generatore sincrono con il metodo delle perdite separate è descritto con precisione all'interno della norma CEI 60034-2.

Le perdite meccaniche di attrito e ventilazioni sono determinate trainando il generatore sincrono alla sua velocità nominale e impostando una corrente di eccitazione nulla, durante la prova i terminali dell'avvolgimento statorico rimangono aperti (Test o). Sulla base delle misure di tensione e corrente di armatura del motore di traino e del suo valore di rendimento è possibile calcolare la potenza all'asse. La potenza assorbita dal generatore sincrono è associabile alle sole perdite meccaniche.

$$P_{asse} = P_{ass} - P_{comm} - P_{j,arm} - P_{add,DC} - P_{fe+mecc} = P_{mecc} \quad (Eq. 5.4)$$

Dove:

$-P_{asse}$	La potenza assorbita a cui vengono sottratte tutte le perdite presenti nel motore di traino
$-P_{ass}$	Il prodotto di tensione e corrente di armatura misurati durante la prova
$-P_{comm}$	Perdite dovute alla commutazione nelle spazzole del motore di traino
$-P_{j,arm}$	Perdite Joule nell'avvolgimento d'armatura
$-P_{add,DC}$	Perdite addizionali nel motore di traino
$-P_{fe+mecc}$	Perdite nel ferro e meccaniche del motore di traino
$-P_{mecc}$	Perdite meccaniche di attrito e ventilazione

$$P_{mecc} = 13,5 - 0,07 - 0,02 - 0,13 - 4,88 = 8,39 \text{ kW} \quad (Eq. 5.5)$$

Le perdite nel ferro sono determinate trainando il generatore sincrono alla velocità nominale, lasciando i morsetti dell'avvolgimento statorico aperti e impostando una corrente di eccitazione in modo da ottenere un valore di tensione indotta nell'avvolgimento statorico pari a quello nominale (Test n). Per un generatore con eccitazione brushless, le perdite nel ferro a vuoto sono calcolate come:

$$P_{fe} = P_{asse} - P_{j,rot} - P_{j,bru} - P_{mecc} \quad (Eq. 5.6)$$

Dove:

- P_{fe} Perdite nel ferro a vuoto
- $P_{j,rot}$ Perdite Joule rotore, la resistenza rotorica va riportata alla temperatura di prova
- $P_{j,bru}$ Perdite Joule rotore eccitatrice brushless, la resistenza va riportata alla temperatura di prova

$$P_{fe} = 23,54 - 3,53 - 0,22 - 8,39 = 11,4 \text{ kW} \quad (Eq. 5.7)$$

Le perdite calcolate in questo modo includono le perdite per correnti parassite nella struttura di sostegno del pacco statorico e le perdite sulla superficie del rotore causata dalle componenti armoniche indotte. Queste perdite possono diventare non trascurabili per valori di tensioni superiori al 105% della tensione nominale.

Le perdite addizionali sono determinate trainando il generatore alla velocità nominale, chiudendo i morsetti dell'avvolgimento statorico in corto circuito e impostando una corrente di eccitazione in modo da ottenere un valore di corrente indotta nell'avvolgimento statorico pari a quello nominale (Test m). Per un generatore con eccitazione brushless, le perdite addizionali sono calcolate come:

$$P_{add} = P_{asse} - P_{j,rot} - P_{j,sta} - P_{mecc} - P_{j,bru} \quad (Eq. 5.8)$$

Dove:

- P_{add} Perdite addizionali
- $P_{j,sta}$ Perdite Joule nell'avvolgimento statorico, la resistenza va riportata alla temperatura di prova

$$P_{add} = 46,1 - 4,17 - 25,15 - 8,39 - 0,25 = 8,14 \text{ kW} \quad (Eq. 5.9)$$

La misura di temperatura dell'avvolgimento statorico è un passaggio fondamentale nella determinazione delle perdite addizionali. Le perdite Joule statore rappresentano la quota di perdite maggiore in questa prova, la resistenza statorica deve essere approssimata in modo preciso. La norma CEI 60034-2 definisce che salvo prescrizione contraria tutte le perdite Joule devono essere riferite alle temperature riportati nella tabella 5.10, in funzione della classe termica del sistema di isolamento:

Classe termica del sistema di isolamento	Temperatura di riferimento [C°]
A,E	75
B	95
F	115
H	130

Tabella 5. 10 : Riferimenti di temperatura per calcolo di perdite Joule

Qualora sia richiesto un valore nominale di sovratemperatura o temperatura corrispondente a quello di una classe di isolamento inferiore a quella impiegata nella costruzione, la temperatura di riferimento deve essere quella della classe termica inferiore.

A questo punto è possibile procedere con il calcolo del rendimento. Le attrezzature presenti in azienda non consentono di eseguire una prova a carico o a cosφ zero, che avrebbero permesso di prevedere la corrente nominale di eccitazione. In questa fase è dunque necessario utilizzare le perdite Joule rotore e le perdite nel circuito di eccitazione stimate dal programma usato per l'analisi elettromagnetica.

$$\eta = \frac{P_n}{P_n + P_{loss}} = \frac{P_n}{P_n + P_{mecc} + P_{fe} + P_{add} + P_{j,sta} + P_{j,rot} + P_{ecc}}$$

$$= \frac{3400}{3400 + 8,39 + 11,4 + 8,14 + 27,1 + 22,0 + 5} = 0,976$$

(Eq. 5.10)

5.6 Incertezza nella misura del rendimento

Nella determinazione del rendimento di generatori sincroni, il risultato ottenuto non può essere considerato a prescindere dall'incertezza ad esso associata. La norma CEI 60034-2 che definisce i metodi per la determinazione delle perdite nelle macchine elettriche rotanti e i rendimenti a partire dai dati sperimentali introduce alcuni requisiti di precisione, già citati nei paragrafi precedenti, sulla strumentazione che deve essere utilizzata nella misurazione delle grandezze elettriche. Tuttavia, non viene affrontata la problematica dell'incertezza sul calcolo del rendimento, lasciando all'operatore che effettua le misurazioni la valutazione della stessa.

La norma CEI 60034-2 afferma che : “ E’ difficile stabilire regole precise per la determinazione del rendimento. La scelta del metodo di prova da utilizzare dipende dalle informazioni richieste, dalla precisione richiesta, dal tipo e dalle dimensioni della macchina interessata e dall’apparecchiatura di prova disponibile (alimentazione, carico o macchina di trascinamento). Il metodo di prova dovrebbe essere scelto tra le procedure con incertezza minore.”

Considerando quanto prescritto nella BIPM JCGM 100:2008 [13], l’incertezza nelle misurazioni è generalmente costituita da diversi componenti, che vengono raggruppati in due diverse categorie :

- A per quelle incertezze ottenute applicando metodi statici ad una serie di dati sperimentali
- B per quelle incertezze non ottenute mediante osservazioni ripetute ma che vengono descritte, valutate e limitate con altri metodi (esperienza dell’operatore, scelta di strumenti con classe di precisione superiore, adozione di opportune condizioni ambientali)

Incetzza di categoria A : sono dovute alla presenza di processi di rumore causale. Di esse è possibile darne una descrizione statica e quindi individuare un processo di stima per ridurre, o eliminarle, l’influenza.

Incetzza di categoria B : queste vengono valutate non con l’analisi statistica, ma in qualsiasi altro modo. La stima delle incertezze di tipo B è effettuata a priori, ed è basata su informazioni non provenienti dall’esperimento in oggetto, ma precedenti ad esso. Tali informazioni possono provenire da: misurazioni effettuate da se o da altri durante prove precedenti, documentazione tecnica, manuali d’uso. Queste quantità non sono spesso note con precisione o quantificabili, la misura non può essere corretta. E’ necessario però combinare tutti queste stime in una sola cifra.

Capitolo 6

Confronto dei dati ricavati

Nel capitolo seguente vengono riportati i dati ottenuti mediante il metodo di calcolo a parametri concentrati, strumento utilizzato da decenni in Ansaldo e Motortecnica, i risultati ricavati dal modello agli elementi finiti e le misure eseguite durante il collaudo in sala prove al termine del processo di fabbricazione dei generatori sincroni. E' stato eseguito un confronto tra i dati di progetto ottenuti con le due metodologie, in modo da valutare l'affidabilità del programma di simulazione agli elementi finiti e il conseguente utilizzo come possibile strumento di calcolo elettromagnetico in azienda. E' stato eseguito anche un confronto tra i dati di progetto e le misure ottenute in sala prove così da valutare l'accuratezza dei calcoli e delle simulazioni, al fine di introdurre, se necessario, dei coefficienti correttivi per calibrare il calcolo delle prestazioni della macchina già in fase di progetto.

La possibilità di valutare le prestazioni di due generatori dalle stesse caratteristiche progettuali e costruttive è stato fondamentale per valutare l'impatto dei processi di produzione manifatturieri. Considerando che le lavorazioni artigianali restano il cuore del processo produttivo, il "fattore umano" non risulta essere trascurabile: ciò implica una certa variabilità nelle diverse fasi di lavorazione che potrebbe incidere sulle caratteristiche finali del singolo generatore.

Bisogna considerare, in aggiunta, che l'azienda opera in processi manifatturieri non standardizzati, per cui non è immediato identificare a priori i cicli di lavoro imputabili al singolo prodotto da realizzare.

6.1 Confronto dei valori di induzione magnetica stimati con i due diversi metodi di calcolo elettromagnetico

Nel paragrafo seguente vengono riportati i valori di induzione risultanti dal programma di calcolo aziendale e i valori ricavati durante le simulazioni agli elementi finiti. Una differenza importante da sottolineare è: le simulazioni agli elementi finiti eseguite durante il lavoro di tesi permettono di visualizzare con semplicità i livelli di induzione in ogni punto della sezione trasversale del settore di generatore analizzato. Questo tipo di analisi permette di individuare in modo immediato i punti che presentano un valore di induzione superiore ai limiti ipotizzati in fase di progetto e che potrebbero risultare critici per le caratteristiche del materiale utilizzato. Il calcolo dell'induzione con il codice Mathcad è invece limitato ad alcuni punti. L'output del codice utilizzato in Motortecnica mostra il valore di induzione nei soli punti riportati di seguito. Le figure 6.1, 6.2, 6.3, 6.4 mostrano i valori di induzione ottenuti con le simulazione agli elementi finiti e direttamente confrontabili con il codice Mathcad.

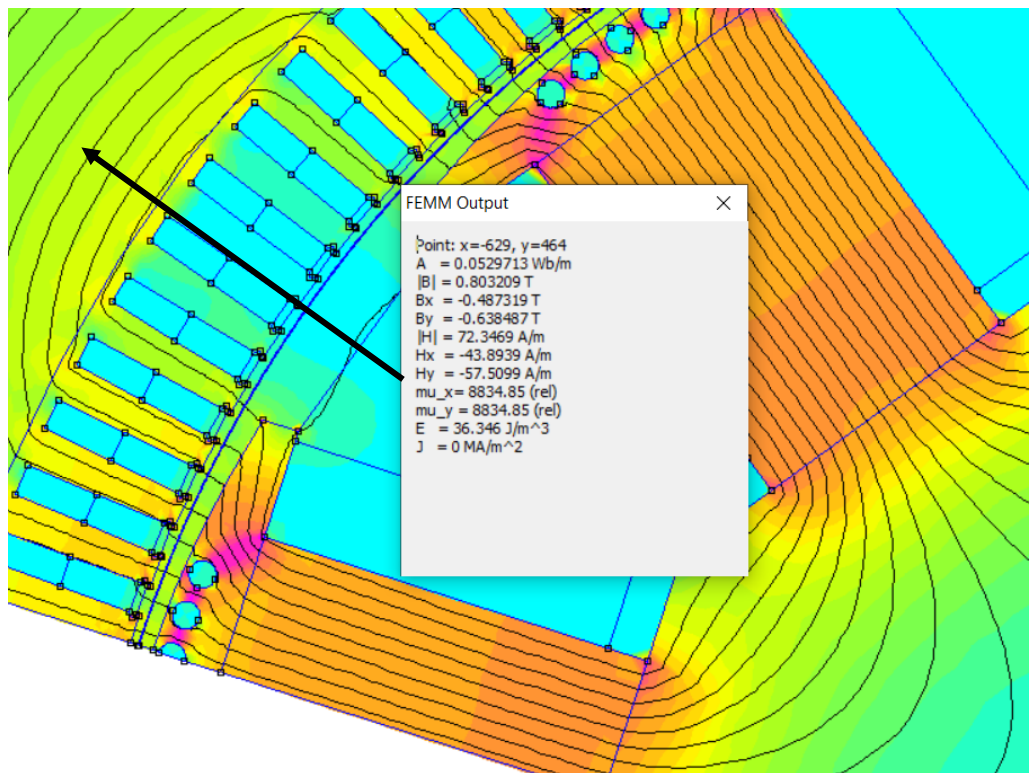


Figura 6.1 : Valore di induzione giogo a vuoto ricavato con FEMM

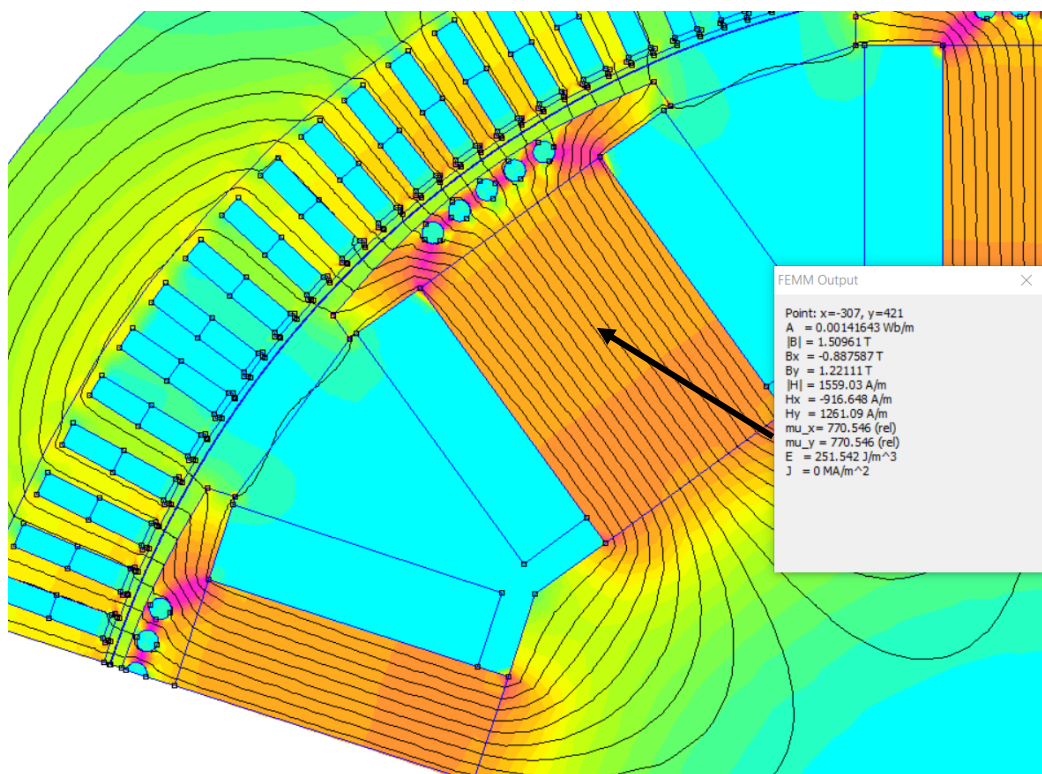


Figura 6. 2 : Valore di induzione polo a vuoto ricavato con FEMM

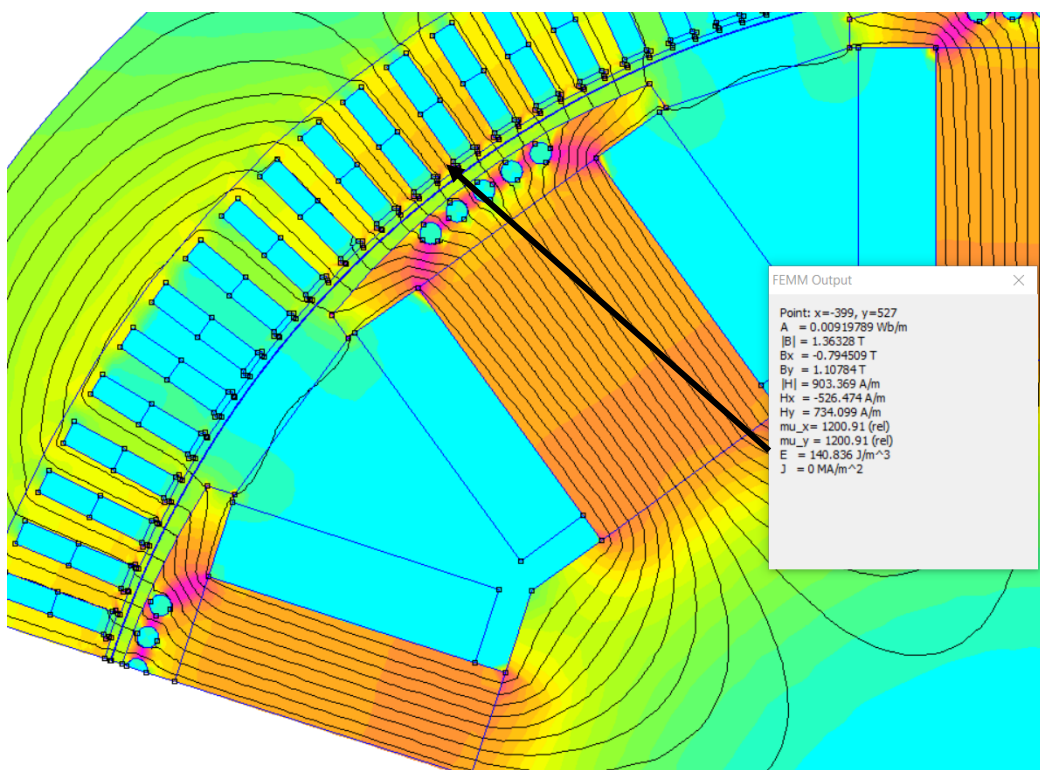


Figura 6. 3 : Valore di induzione dente a vuoto ricavato con FEMM

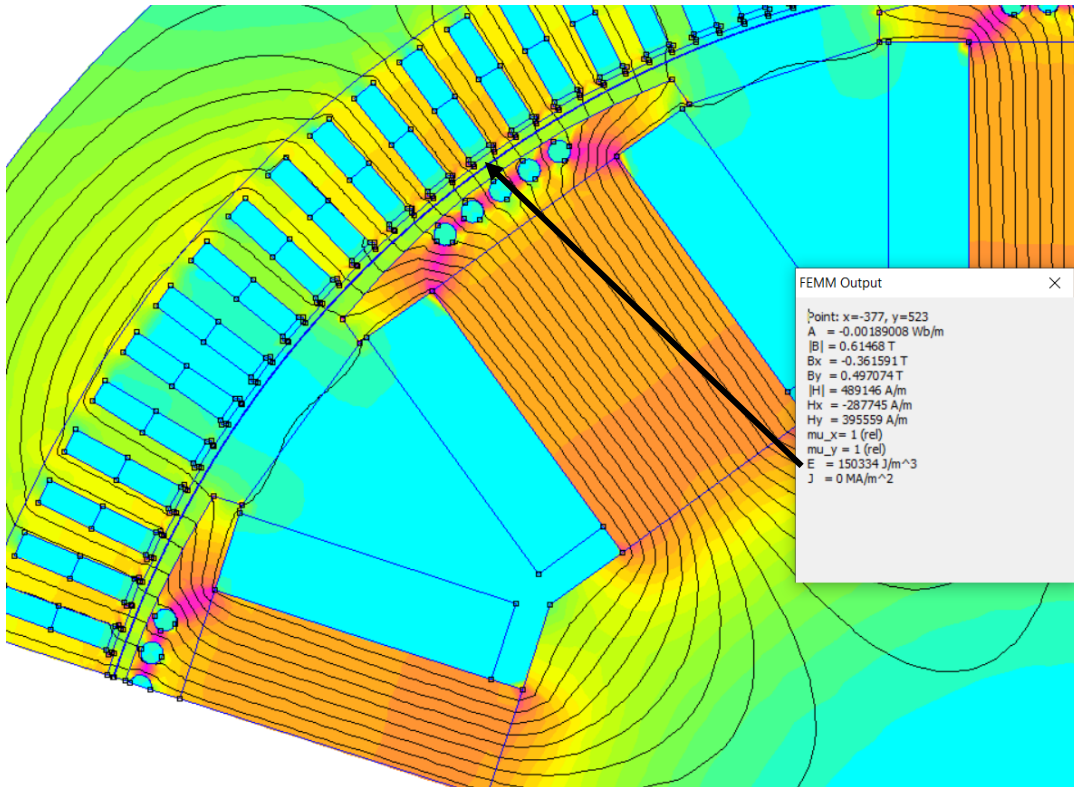


Figura 6. 4 : *Valore di induzione traferro a vuoto ricavato con FEMM*

	CALCOLO FEM	CALCOLO A PARAMETRI CONCENTRATI	$\Delta\%$
Induzione giogo vuoto [T]	0.803	0.79	1,3
Induzione polo vuoto [T]	1.50	1.57	-7
Induzione dente vuoto [T]	1.36	1.34	-2
Induzione traferro vuoto [T]	0.61	0.62	-1

Tabella 6. 1 : *Confronto valori di induzione*

L'analisi descritta nella tabella 6.1 è relativa al calcolo di induzione del giogo, polo, dente e traferro utilizzando i due diversi metodi. Partendo dai risultati ottenuti, è stato interessante definire la differenza in termini percentuali che rappresenta l'errore tra il valore ricavato con il codice Mathcad e i dati ricavati dalle simulazioni agli elementi finiti. Dai valori mostrati in tabella 6.1 è chiara la sovrapposibilità dei risultati: ciò può essere imputabile a una notevole precisione del programma di calcolo. La differenza maggiore è stata ottenuta tra i livelli di induzione nel polo (7%), questo scarto è imputabile a una distribuzione di flusso non costante su tutta la superficie polare. Il valore del programma di calcolo e quello ottenuto con le simulazioni FEM non corrispondono esattamente allo stesso punto del polo rotore. Sulla

base di questa considerazione si può concludere che l'introduzione di una simulazione agli elementi finiti potrebbe diventare quindi uno strumento di conferma dei risultati ricavati con la metodologia classica adoperata in azienda.

6.2 Confronto caratteristica a vuoto

La caratteristica a vuoto è stata determinata nel corso di tutte e tre le analisi realizzate. Di seguito sono riportati nelle tabelle 6.2 e 6.3 i valori misurati durante i collaudi dei due generatori gemelli. Nella tabella 6.4 sono invece indicati i punti ricavati dalle simulazione agli elementi finiti ed elaborati con il codice Matlab. Nella tabella 6.5, invece, sono riportati i risultati ottenuti con il programma di calcolo a parametri concentrati.

Collaudo Strettara Gruppo 1	
Corrente di eccitazione I_{ecc} [A]	Tensione concatenata E [V]
0	20
19.3	378
37.7	783
54	1083
70.9	1446
88.6	1801
107.7	2163
129	2519
152	2883
178.5	3240
208	3598
245.7	4320

Tabella 6. 2 : Dati collaudo Strettara GR.1

Collaudo Strettara Gruppo 2	
Corrente di eccitazione I_{ecc} [A]	Tensione concatenata E [V]
0	97.3
13	359
27	718
43.2	1080
60.2	1443
80.3	1830
96.4	2140
115.8	2514
138.3	2866
165	3231
200	3601
236.4	3960

Tabella 6. 3 : Dati collaudo Strettara GR.2

Le tabelle 6.2 e 6.3 riportano i dati di collaudo delle due macchine gemelle, Strettara gruppo 1 e Strettara gruppo 2. Per entrambi gli alternatori la misura di corrente rotorica è stata rilevata attraverso l'utilizzo di due spazzole in grafite collegate ad uno shunt(caratteristiche), posizionato a valle del ponte a diodi per la conversione della corrente indotta nel rotore dell'eccitatrice brushless. Il contatto strisciante non permette un livello di accuratezza elevato, questo potrebbe aver causato delle differenze tra i valori delle due caratteristiche tracciate. La tensione riportata in tabella rappresenta la media aritmetica delle tre tensioni concatenate misurate attraverso l'utilizzo dei trasformatori di misura. Risulta interessante osservare come la tensione residua nei due alternatori presenti una differenza di circa 80 V (2% della tensione nominale). Al valore di tensione nominale i due generatori presentano una corrente di eccitazione pari a 208 A per il primo generatore e 200 A per il secondo.

FEM Strettara	
Corrente di eccitazione I_{ecc} [A]	Tensione concatenata E [V]
20.6	360.2
41.2	724.8
61.8	1086.4
82.4	1454.5
103	1818.3
123.6	2181.9
144.2	2539.6
164.8	2889.8
185.4	3202.1
206.9	3416.5
226.6	3598.1
247.2	3750.3

Tabella 6. 4 : Dati ricavati dalle simulazione agli elementi finiti

Programma aziendale Strettara	
Corrente di eccitazione I_{ecc} [A]	Tensione concatenata E [V]
20.6	564
41.2	1074
61.8	1531.7
82.4	1941.3
103	2306.3
123.6	2630.4
144,2	2916.8
164.8	3169.0
185.4	3390.2
206.9	3591.0
226.6	3708.6
247.2	3846.1

Tabella 6. 5 : Dati ricavati dal programma di calcolo a parametri concentrati

Le tabelle 6.4 e 6.5 riportano i valori ottenuti in fase di progetto. Per entrambe le modalità di calcolo è stato utilizzato lo stesso intervallo di corrente di eccitazione in modo da rendere i risultati ottenuti confrontabili in maniera diretta. Nella fase di collaudo i punti di lettura erano stati invece scelti in funzione della tensione misurata. Alla corrente nominale di eccitazione a vuoto la tensione indotta con il codice Mathcad è pari a 3591 V mentre il risultato delle simulazioni FEM è 3416 V. Tale differenza sarà motivata di seguito.

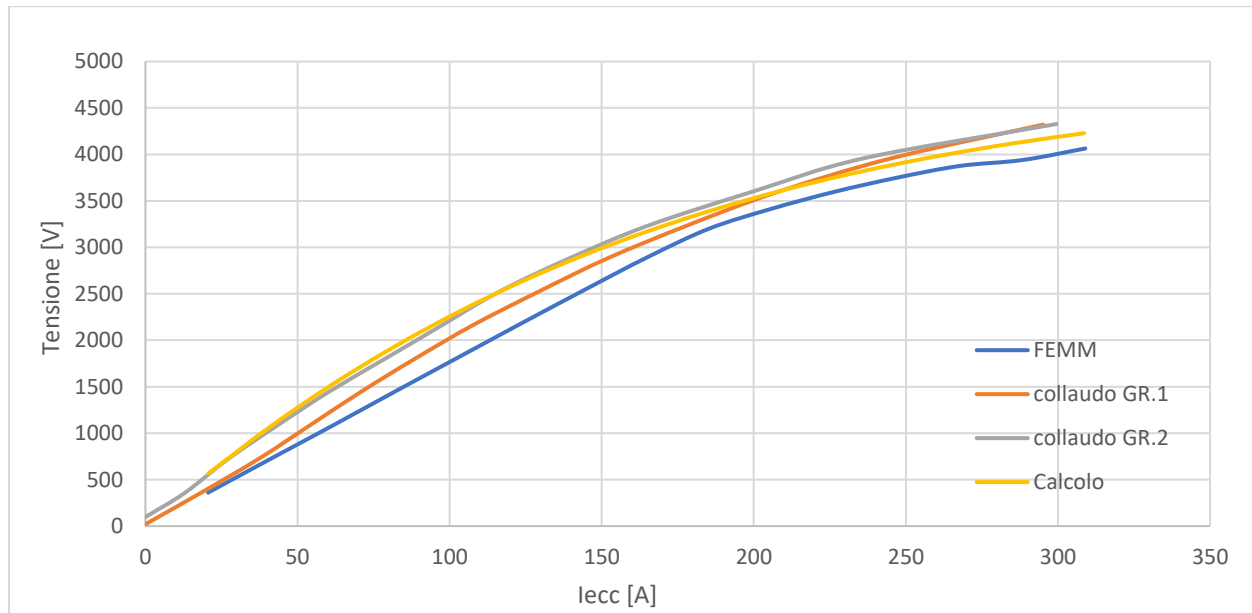


Figura 6. 5 : *Confronto caratteristiche a vuoto*

La figura 6.5 mostra le curve calcolate con le diverse modalità. La prima differenza tra le curve ricavate durante la fase di collaudo e quelle tracciate in fase di progetto riguarda il punto iniziale, in quanto gli strumenti di calcolo non sono in grado di prevedere la tensione residua di macchina. Dal grafico è possibile notare una differenza di pendenza tra le caratteristiche tracciate con le diverse metodologie, in particolare, la curva azzurra (tracciata con i dati ricavati dalle simulazioni FEM) presenta un coefficiente angolare, nel tratto rettilineo della caratteristica, minore rispetto le altre curve. La causa di questa differenza è associabile a un dimensionamento del traferro differente. L'introduzione di aria in un circuito magnetico comporta un aumento delle amperspire necessarie per la creazione del flusso desiderato. In un circuito di eccitazione in cui il numero di spire è fisso, il parametro da modificare per ottenere un aumento di amperspire è la corrente. Nel caso in esame, alimentando il rotore con lo stesso valore di corrente, è stato ottenuto un valore di tensione indotta nell'avvolgimento statorico minore nel caso in cui le dimensioni del traferro risultano maggiori (simulazione FEM). Questa differenza misurata con i dati di progetto è comunque minore della soglia di tolleranza stabilita.

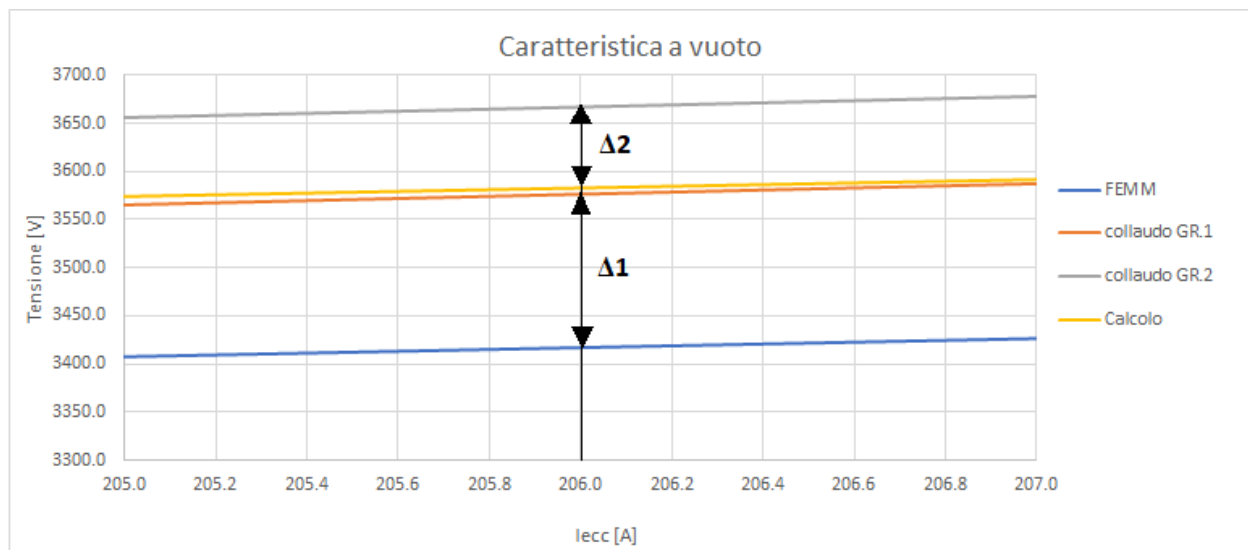


Figura 6. 6 : Differenze tra le caratteristiche tracciate

La Figura 6.6 mostra un focus delle caratteristiche tracciate: considerando una corrente di eccitazione pari a quella nominale è possibile calcolare le maggiori differenze rilevate. L'errore $\Delta 1$ rilevato tra il calcolo agli elementi finiti e il collaudo del primo dei due generatori è di circa 100 V, pari al 3% circa della tensione nominale. L'errore $\Delta 2$ rilevato tra il collaudo del secondo generatore e il programma di calcolo è di circa 70 V, pari al 2% della tensione nominale. Lo scarto maggiore è rilevabile però tra i risultati ottenuti con FEMM e quelli misurati durante il collaudo di Strettara GR.2 ($\Delta 1 + \Delta 2$), che alla corrente nominale a vuoto è di circa 220V, 7% circa della tensione nominale.

6.3 Confronto dei valori di rendimento dei generatori sincroni

Nel capitolo 3 è descritto il procedimento utilizzato in fase di progetto per il calcolo delle prestazioni del caso di studio. Nel capitolo 5 è indicata la procedura di collaudo di un generatore sincrono e l'applicazione del metodo delle perdite separate utilizzato per il calcolo del rendimento convenzionale. Nelle tabella 6.6 di seguito sono riportati i risultati relativi ai due collaudi eseguiti in sala prove, è stato eseguito un confronto tra i due generatori testati in modo da verificare la ripetibilità dei processi manifatturieri aziendali.

	COLLAUDO PRIMO GENERATORE	COLLAUDO SECONDO GENERATORE	$\Delta\%$
Corrente rotore a tensione nominale [A]	208	200	+3,8
Corrente rotore a corrente nominale [A]	227	220	+3
Rapporto di corto circuito	0.92	0.91	+1
Perdite meccaniche [kW]	8.4	8.5	-1,2
Perdite nel ferro a vuoto [kW]	11.4	12.2	-7
Perdite joule statore 75°C [kW]	27.1	27	+0,4
Perdite addizionali [kW]	7.9	7.9	
Perdite joule rotore 75°C [kW]	n.a	n.a	
Perdite circuito eccitazione [kW]	n.a	n.a	
Perdite totali [kW]	86.5	87.4	-1
Rendimento convenzionale	97,51%	97.49%	

Tabella 6. 6 : Confronto dati di collaudo

La tabella 6.6 mostra tutti i valori calcolati durante i due collaudi realizzati in sala prove. La prima colonna riporta i risultati ottenuti dal collaudo del primo generatore, la seconda colonna i dati misurati a valle dei test sul secondo generatore. La terza colonna mostra la differenza percentuale dei valori. I valori di corrente di eccitazione nella prova a vuoto presentano uno scarto del 3,8%, come già spiegato nel paragrafo 6.2, questo errore è funzione della dimensione del traferro. Il gap maggiore presente tra i due collaudi è quello misurato tra i valori di perdite nel ferro a vuoto. Una differenza del 7% è attribuibile a una differenza nei processi produttivi non ancora perfettamente standardizzati. Le fasi critiche nella preparazione del pacco statorico sono principalmente quella di taglio e quella di impaccaggio. Il taglio dei lamierini è eseguito in due modalità: azoto e ossigeno; entrambe le tipologie di taglio presentano un margine di errore difficile da prevedere in fase di progetto. La fase di impaccaggio è invece eseguita in maniera artigianale, è difficile quindi che il processo venga ripetuto perfettamente anche per due macchine gemelle.

Nella tabella non vengono riportate le misure di perdite Joule rotore e perdite nel circuito di eccitazione; non è stato possibile realizzare una prova di funzionamento in condizioni nominali o una prova a fattore di potenza nullo, per questo motivo la corrente di rotore nominale non è stata determinata in fase di collaudo. Il calcolo del rendimento convenzionale è stato realizzato con i valori di perdite joule rotore e eccitazione ipotizzati in fase di progetto.

	DATI OTTENUTI IN FASE DI PROGETTO	MEDIA DEI DUE COLLAUDI	$\Delta\%$
Corrente rotore a tensione nominale [A]	206.9	204	- 1.4
Corrente rotore a corrente nominale [A]	246	223.5	- 9.1
Rapporto di corto circuito	0.83	0.91	+ 8
Perdite meccaniche [kW]	7.54	8.45	+ 12
Perdite nel ferro a vuoto [kW]	11.0	11.8	+ 7.2
Perdite joule statore 75°C [kW]	26.9	27	+ 0.5
Perdite addizionali [kW]	6.67	7.9	+ 18
Perdite joule rotore 75°C [kW]	26.33	n.a	
Perdite circuito eccitazione [kW]	5.4	n.a	
Perdite totali [kW]	83.9	87	+ 3.6
Rendimento convenzionale	97.60%	97,50%	-0.1

Tabella 6. 7 : Confronto valori di rendimento ottenuti in fase di progetto e collaudo

La tabella 6.7 confronta i risultati del programma di calcolo con una media delle misure realizzate in fase di collaudo dei due alternatori e riporta le differenze percentuali. Perdite meccaniche e perdite addizionali sono le due quote di perdita che presentano un scarto maggiore del 10%. Interessante come il calcolo delle perdite è sufficientemente accurato portando ad una sovrastima del rendimento dell'1%. Si conclude che il livello di precisione delle metodologie di calcolo è in linea con gli standard qualitativi che l'azienda si pone come obiettivo.

Conclusioni

Lo scopo principale del lavoro di tesi è stato quello di verificare che gli strumenti di calcolo utilizzati in Motortecnica siano in linea con gli standard qualitativi che l'azienda si pone come obiettivo.

Partendo dal codice utilizzato dei progettisti elettrici, esaminato in maniera dettagliata all'inizio dell'attività svolta, è risultato di notevole interesse l'introduzione dell'analisi agli elementi finiti. Questa metodologia di calcolo non ancora utilizzata in Motortecnica, è stata utilizzata come strumento di verifica dei risultati ottenuti tramite know-how aziendale.

Il periodo trascorso in azienda mi ha permesso di seguire il processo di progettazione, fabbricazione e collaudo di un generatore sincrono trifase per applicazione idroelettrica. Grazie all'attività di tesi ho potuto approfondire nozioni teoriche coerenti con il mio percorso di studi, ciò ha contribuito in modo significativo ad accrescere interesse e curiosità verso questo settore. La possibilità di conoscere appieno gli studi che si celano dietro la realizzazione di un prodotto di questo tipo e le esperienze pratiche sperimentate, quindi, vedono il loro frutto nella stesura di questo elaborato.

Con i risultati ottenuti è stato realizzato un confronto diretto tra le già citate metodologie utilizzate durante la mia esperienza in azienda. I dati ottenuti in fase di progetto non hanno mostrato differenze significative tra il calcolo a parametri concentrati e la simulazione agli elementi finiti. I valori di induzione stimati con le due opzioni, infatti, differiscono nel caso peggiore del 7%. Allo stesso modo, anche i valori calcolati per la determinazione della curva di saturazione a vuoto risultano in linea con questo margine di errore. La differenza più evidente tra le curve, in particolare tra la caratteristica ricavata attraverso la simulazione agli elementi finiti e la curva di saturazione del secondo generatore, è una variazione della pendenza causata da una dimensione del traferro non perfettamente in linea con i dati utilizzati per la realizzazione del modello FEM.

La possibilità di valutare le prestazioni durante la fase di collaudo di due generatori che presentavano le stesse caratteristiche progettuali, è stata fondamentale per determinare l'impatto dei processi produttivi sulle prestazioni finali della macchina completa. I processi produttivi manifatturieri, infatti, sono per definizione non ripetibili, per cui non è immediato ottenere lo stesso standard di qualità per ogni tipologia di prodotto realizzato. Questo aspetto sicuramente incide sulle prestazioni finali e infatti, in riferimento allo studio presentato e portato a compimento, è stato possibile valutare che l'effetto di lavorazioni manifatturiere è riscontrabile nel differente valore di perdite nel ferro a vuoto misurate durante i due collaudi. Il secondo generatore collaudato presenta una quota di perdite nel ferro maggiore rispetto al primo del 8%. Lo scostamento percentuale riscontrato ha un peso poco rilevante in macchine di queste dimensioni, ma potrebbe avere un impatto diverso su grandi alternatori.

Ripercorrendo le fasi produttive salienti che hanno portato alla realizzazione dei generatori descritti, la differenza rilevata è probabilmente imputabile a creazioni di bave durante il taglio delle lamiere che ha portato alla nascita di cortocircuiti tra lamierini adiacenti, o piccoli difetti dovuti alla fase di impaccaggio per la creazione del pacco magnetico statorico, oppure problematiche di estrazione del pacco dal mandrino in seguito al processo di saldatura dei tiranti.

Lo studio realizzato è solo la fase preliminare di un complesso processo che mira alla costruzione di un archivio dati che permetta di considerare già in fase di progetto i coefficienti correttivi da applicare alle grandezze caratteristiche di output del programma aziendale al fine di calibrare le prestazioni di macchina.

Bibliografia

- [1] CEI-EN 60034-1 “Macchine elettriche rotanti – Parte 1: Caratteristiche nominali e di funzionamento”
- [2] CEI-EN 60034-2 “Macchine elettriche rotanti – Parte 2: Metodi per la determinazione, mediante prove, delle perdite e del rendimento delle macchine elettriche rotanti “
- [3] CEI-EN 60034-4 “Macchine elettriche rotanti – Parte 4: Metodi per determinare dalle prove le grandezze delle macchine sincrone”
- [4] CEI-EN 60034-29 “Macchine elettriche rotanti – Parte 29: Tecniche di carico equivalente e di sovrapposizione- Prove indirette per la determinazione delle sovratemperature”
- [5] Olivieri L., Ravelli E. “Elettrotecnica: Macchine elettriche volume secondo “, *Cedam* 1972
- [6] Frossini L. “Slides del corso di Macchine elettriche”, Università di Padova
- [7] Cavagnino A “ Slides del corso di macchine elettriche 2”, Politecnico di Torino
- [8] Archivio documenti Motortecnica srl
- [9] Bianchi N. “Calcolo delle macchine elettriche col metodo degli elementi finiti”, *Cleup* 2001
- [10] IEEE “ Guide for test procedure for synchronous machine including acceptance and performance testing and parameter determination for dynamic analysis”
- [11] Ana Beatriz Martins Aguiar “Eleecromagnetic modeling of large hydro generators using 2D finite element method,Thesis 2014
- [12] David Meeker, Rotating losses in a surface mount permanent magnet motor, October 2017
- [13] BIPM JCGM 100:2008 Evaluation of measurement data – Guide to the expression of uncertainty in measurement

ALLEGATO A – Script Matlab per il calcolo del flusso concatenato

```
%% CALCOLO DEL FLUSSO CONCATENATO
clear all
close all
clc
addpath('c:\\femm42\\mfiles');
savepath;
MyModel = 'C:\\Users\\gerar\\Desktop\\FEMM\\copia.fem';
openfemm;
opendocument(MyModel);
smartmesh(0);
mi_saveas('temp.fem');

%% DATI DI TARGA

I_nom_rotore_vuoto=206;
N_poli=10;
n=600;
f=n*(N_poli/2)/60;

%% ANGOLO ROTAZIONE

dtheta=1;
theta_fin=360/(N_poli/2);

%% CICLO ITERATIVO

for theta=0:dtheta:theta_fin
    t(k)=(theta/6)/n;
    mi_analyze();
    mi_loadsolution();
    U=mo_getcircuitproperties('Ia');
    V=mo_getcircuitproperties('Ib');
    W=mo_getcircuitproperties('Ic');

    f_u(k)=U(3);
    f_v(k)=V(3);
    f_w(k)=W(3);
    mi_selectgroup(4)
    mi_selectgroup(44)
    mi_moverotate(0,0,dtheta);
    k=k+1;
end
```

ALLEGATO B – Script Matlab per il calcolo della serie di Fourier e della tensione indotta

```
%% CALCOLO DEL FLUSSO CONCATENATO
clear all
close all
clc
addpath('c:\\femm42\\mfiles');
savepath;
MyModel = 'C:\\Users\\gerar\\Desktop\\FEMM\\copia.fem';
openfemm;
opendocument(MyModel);
smartmesh(0);
mi_saveas('temp.fem');

%% DATI DI TARGA
I_nom_rotore_vuoto=206;
N_poli=10;
n=600;
f=n*(N_poli/2)/60;

%% ANGOLO ROTAZIONE
dtheta=1;
theta_fin=360/(N_poli/2);

%% CICLO ITERATIVO
k=1;
for theta=0:dtheta:theta_fin
    t(k)=(theta/6)/n;
    mi_analyze();
    mi_loadsolution();
    U=mo_getcircuitproperties('Ia');
    V=mo_getcircuitproperties('Ib');
    W=mo_getcircuitproperties('Ic');

    f_u(k)=U(3);
    f_v(k)=V(3);
    f_w(k)=W(3);

    mi_selectgroup(4)
    mi_selectgroup(44)
    mi_moverotate(0,0,dtheta);
    k=k+1;
end
```

```

%% SERIE DI FOURIER
x=length(t);
deltat=t(2);
ordine_armonico= 10;

for n=1:1:ordine_armonico
temp1=0;
for i=1:1:x
    temp1=temp1+f_u(i)*deltat;
end
F0(n)=(2/t(x))*temp1;

temp2=0;
for j=1:1:x
    temp2= temp2+f_u(j)*cos(((2*pi)/t(x))*t(j)*n)*deltat;
end
an(n)=(2/t(x))*temp2;

temp3=0;
for j=1:1:x
    temp3= temp3+f_u(j)*sin(((2*pi)/t(x))*t(j)*n)*deltat;
end
bn(n)=(2/t(x))*temp3;

for i=1:1:x
f(i,n)=(F0(n)/2)+an(n)*cos(2*pi*50*t(i)*n)+bn(n)*sin(2*pi*50*t(i)*n);
e(i,n)=an(n)*2*pi*50*sin(2*pi*50*t(i)*n)-
bn(n)*2*pi*50*cos(2*pi*50*t(i)*n);
end

end

```

ALLEGATO C – Script per il calcolo della caratteristica a vuoto

```
%% CALCOLO DEL FLUSSO CONCATENATO
clear all
close all
clc
addpath('c:\\femm42\\mfiles');
savepath;
MyModel = 'C:\\Users\\gerar\\Desktop\\FEMM\\copia.fem';
openfemm;
opendocument(MyModel);
smartmesh(0);
mi_saveas('temp.fem');

%% DATI DI TARGA
I_nom_rotore_vuoto=206;
N_poli=10;
n=600;
f=n*(N_poli/2)/60;

%% ANGOLO ROTAZIONE
dtheta=1;
theta_fin=360/(N_poli/2);

%% CICLO ITERATIVO

k=1;

I_partenza=I_nom_rotore_vuoto/10;
I_finale=I_nom_rotore_vuoto*1.5;
di=I_nom_rotore_vuoto/10;
j=1;

for i=I_partenza:di:I_finale

    mi_setcurrent('IRot',i);

    for theta=0:dtheta:theta_fin

        t(k)=(theta/6)/n;
        mi_analyze();
        mi_loadsolution();
        U=mo_getcircuitproperties('Ia');
        V=mo_getcircuitproperties('Ib');
        W=mo_getcircuitproperties('Ic');
```



```

f_u(k)=U(3);
f_v(k)=V(3);
f_w(k)=W(3);

if k>1
    E_u(k,j)= (f_u(k)-f_u(k-1))/(t(k)-t(k-1));
    E_v(k,j)= (f_v(k)-f_v(k-1))/(t(k)-t(k-1));
    E_w(k,j)= (f_w(k)-f_w(k-1))/(t(k)-t(k-1));

end

mi_selectgroup(4)
mi_selectgroup(44)
mi_moverotate(0,0,dtheta);

k=k+1;
end

Max_u=max(E_u(:,j));
Veff_fase(j)=Max_u/sqrt(2);
E0(j)=Veff_fase(j)*sqrt(3);
mi_selectgroup(4)
mi_selectgroup(44)
mi_moverotate(0,0,-theta_fin-dtheta)
mo_close()
j=j+1;
end

```

ALLEGATO D – Dati misurati durante la fase di collaudo del secondo generatore sincrono in esame

%	V ₀ [V]	Vecc [V]	Iecc [A]	Vdc [V]	Idc [A]
Residuo	97,3	0	0	393	34.0
10	359	0,97	13,0	393.4	34.0
20	718	2,31	27,0	393	35.7
30	1080	3,68	43,2	392.9	38.2
40	1443	5,07	60,2	393	41.5
50	1830	6,51	80,3	393.2	45.7
60	2140	8,01	96,4	393	49.1
70	2514	9,81	115,8	393	53.6
80	2866	11,71	138,3	393	60.0
90	3231	13,85	165	393.1	66.4
100	3601	16,45	199,8	393	74.9
110	3960	19,55	236,4	393.5	84.3
120	4327	23,88	299,5	393	98.6

Tabella 1 Valori registrati durante la determinazione della caratteristica a vuoto

%	Icc [A]	Vecc [V]	Iecc [A]	Vdc [V]	Idc [A]
120	770.0	22.2	263.7	393.0	160.8
110	703.0	20.2	242.6	392.9	139.1
100	642.0	18.4	219.7	393.0	121.6
90	577.0	16.5	196.6	392.5	104.1
80	514.1	14.7	174.8	393.0	89.3
70	449.0	12.9	153.4	392.3	76.0
60	385.3	11.1	132.7	393.0	63.6
50	320.0	9.2	109.4	392.5	54.0
40	256.5	7.4	87.2	392.5	46.1
30	192.6	5.5	65.5	392.6	40.2
20	128.9	3.6	44.1	392.3	35.6
10	64.3	1.7	19.8	392.0	32.8
0	11.9	0.0	0.0	392.0	31.3

Tabella 2 Valori registrati durante la determinazione della caratteristica in corto circuito

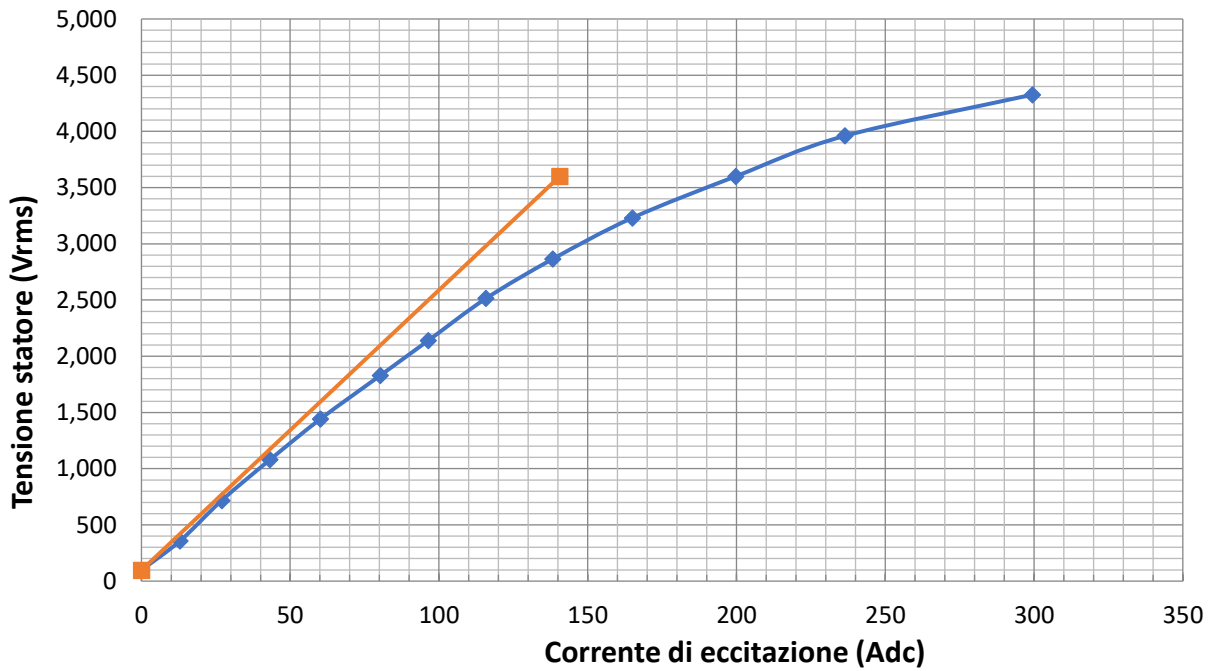


Figura 3 Caratteristica a vuoto secondo generatore

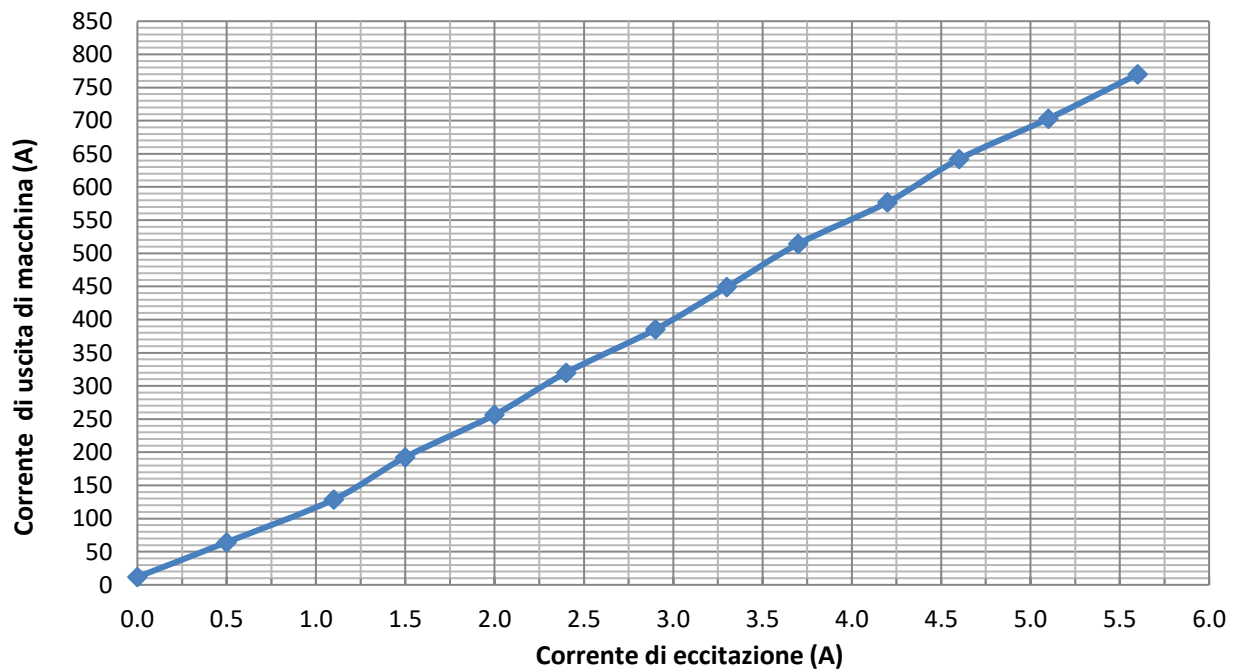


Figura 2 Caratteristica in corto circuito secondo generatore

PT100	0'	30'	60'	90'	$\Delta\theta_o$
Tcu- U1 [°C]	26.2	25.1	24.5	24.1	1.7
Tcu- V1 [°C]	26	25.2	24.5	24	1.6
Tcu- W1 [°C]	26.4	25.2	24.3	23.9	1.5
Tcu- U2 [°C]	26.6	25.1	24.3	23.9	1.5
Tcu- V2 [°C]	26.6	25.3	24.4	24	1.6
Tcu- W2 [°C]	26	25	24.4	24.1	1.7
TFe1 [°C]	27.1	25.9	25.1	24.6	2.2
Tfe2 [°C]	27.6	26.1	25.1	24.5	2.1
Tfe3 [°C]	26.9	25.9	25.1	24.6	2.2
Taria [°C]	23.3	22.9	22.6	22.4	

Tabella 3 Sovratemperature durante test o

PT100	0'	30'	60'	90'	120'	$\Delta\theta_n$
Tcu- U1 [°C]	29.5	30.9	31.2	32.0	32.4	7.8
Tcu- V1 [°C]	29.1	29.9	30.6	31.0	31.4	6.8
Tcu- W1 [°C]	29.3	30.8	31.0	31.8	31.8	7.2
Tcu- U2 [°C]	29.6	31.0	31.2	32.1	32.5	7.9
Tcu- V2 [°C]	29.3	31.1	31.0	31.9	31.8	7.2
Tcu- W2 [°C]	29.0	30.2	30.1	31.3	31.6	7.0
TFe1 [°C]	29.8	31.7	32.6	33.2	33.7	9.1
TFe2 [°C]	30.2	32.1	32.9	33.6	34.1	9.5
TFe3 [°C]	29.2	31.8	32.7	33.3	33.9	9.3
Taria [°C]	23.50	23.90	24.30	24.40	24.60	

Tabella 4 Sovratemperature durante test n

PT100	0'	30'	60'	90'	120'	150'	$\Delta\theta_m$
Tcu- U1 [°C]	42.6	46.7	49.6	51.2	52.1	52.5	25
Tcu- V1 [°C]	41.4	44.7	47	49	49.3	49.8	22.3
Tcu- W1 [°C]	42.2	46.1	48.9	50.5	51.1	51.6	24.1
Tcu- U2 [°C]	42.8	47.2	50	51.1	52.3	52.7	25.2
Tcu- V2 [°C]	43	47.4	50.2	52	52.5	53.1	25.6
Tcu- W2 [°C]	41.9	45.5	48.1	49.6	50.4	50.8	23.3
TFe1 [°C]	31.2	35	38.9	40.6	41.7	42.3	14.8
TFe2 [°C]	31.3	35.1	38.8	40.5	41.6	42.2	14.7
TFe3 [°C]	31.3	34.9	38.8	40.6	41.6	42.2	14.7
Taria [°C]	24.5	26.1	26.5	26.9	27.1		

Tabella 5 Sovratemperature durante test m

PT100	$\Delta\theta_o$	$\Delta\theta_n$	$\Delta\theta_m$	$\Delta\theta_{1N}$
Tcu- U1	1.7	7.8	25	31.1
Tcu- V1	1.6	6.8	22.3	27.5
Tcu- W1	1.5	7.2	24.1	29.8
Tcu- U2	1.5	7.9	25.2	31.6
Tcu- V2	1.6	7.2	25.6	31.2
Tcu- W2	1.7	7.0	23.3	28.6
TFe1	2.2	9.1	14.8	21.7
TFe2	2.1	9.5	14.7	22.1
TFe3	2.2	9.3	14.7	28.1
Taria	22.4	24.6	27.1	

Tabella 6 Sovratemperature nominali statore