UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Dipartimento di Ingegneria Industriale DII

Corso di Laurea in Ingegneria dell'Energia Elettrica

Progettazione di un motore sincrono a rotore avvolto per applicazioni automobilistiche

Relatore:

Prof. Ing. Nicola Bianchi

Co-Relatore:

Prof. Ing. João Filipe Pereira Fernandes

Christian Enrico Destro 2055499

Anno accademico 2023/2024

C'è qualcosa di meraviglioso

nel non farsi cambiare dalle cose brutte che accadono

INDICE

SOMMARIO ..... **III**

1. DATI INIZIALI **1**

1.1 PARAMETRI GENERALI E DI STATORE 1

2. MOTORE IPM **3**

2.1 PROGETTAZIONE DEL ROTORE DEL MOTORE IPM 3

2.2 PROCEDURA ANALITICA E STUDIO ELETTROMAGNETICO DELLA MACCHINA 4

2.3 ANALISI AGLI ELEMENTI FINITI DELLA COPPIA 10

2.4 OTTIMIZZAZIONE DELLA MACCHINA PROGETTATA E DETERMINAZIONE DEL PUNTO DI LAVORO NOMINALE 11

3.1 PERDITE NEL FERRO 15

3.1.1 Perdite nel ferro di statore *15*

3.1.2 Perdite nel ferro di rotore *17*

3.2 PERDITE JOULE DI STATORE: 17

3.3 PERDITE MECCANICHE 18

3.3.1 Perdite dei cuscinetti *20*

3.3.2 Perdite causate dal vento *24*

3.4 PERDITE ADDIZIONALI 24

4. RISULTATI MOTORE IPM **27**

5. ANALISI TERMICA **29**

5.1 INTRODUZIONE ALLO SCAMBIO TERMICO PER CONVEZIONE 30

5.2 FLUSSO INTERNO 35

5.2.1 Flusso termico costante *39*

5.2.2 Temperatura superficiale costante *40*

5.3 ANALISI DEL SISTEMA DI RAFFREDDAMENTO DELLA MACCHINA 42

5.4 IPM ANALISI TERMICA 47

6. MOTORE SINCRONO A POLI SPORGENTI **49**

6.1 PROGETTAZIONE DEL ROTORE 49

6.2 CORRENTI DI STATORE E ROTORE 52

6.2.1 Permeanza al traferro *52*

6.2.4 Corrente di statore *64*

6.2.5 Corrente di rotore *65*

6.3 PUNTO DI LAVORO OTTIMALE 65
6.4 METODI DI ANALISI ELETTROMAGNETICA DELLA MACCHINA 76
6.4.1 Metodo Analitico *79*
6.4.2 Metodo ibrido *79*
6.5 RISULTATI MOTORE SINCRONO A POLI SPORGENTI 81
6.6 ANALISI TERMICA MOTORE SINCRONO A POLI SPORGENTI 83
7. CONCLUSIONI **85**
8. RINGRAZIAMENTI **87**
9. BIBLIOGRAFIA **89**

SOMMARIO

Il lavoro, che verrà esposto nelle seguenti pagine, è stato fatto in collaborazione con l'azienda HiSpeed che si occupa di progettazione di motori elettrici in ambito automotive. Lo scopo dell'elaborato è quello di progettare un diverso tipo di motore elettrico per automobili rispetto a quello che viene solitamente utilizzato.

L'elettrificazione continua dei sistemi di trasporto, necessaria per soddisfare gli standard di emissione, ha imposto specifiche sempre più esigenti per le macchine elettriche. Questi sono tipicamente requisiti di densità e robustezza ad alta potenza, che portano a nuove sfide nella progettazione di macchine elettriche.
Vi sono diversi tipi di motori elettrici, in ambito automobilistico quelli che vengono quasi esclusivamente utilizzati sono i motori a magneti permanenti così detti IPM. Questo perché sono motori che permettono di avere elevate potenze e rendimenti in spazi relativamente ridotti.
Il principale problema di questi motori sono proprio i magneti, che vengono ricavati dalle terre rare.
La problematica di questi materiali è che sono molti costosi, soggetti a una continua fluttuazione del costo, un elevata difficolta di reperibilità e un impatto ambientale non indifferente. In primo luogo, le terre rare si trovano raramente immerse in vene o depositi (come accade con altri elementi) ma sono disperse in piccole quantità su aree molto ampie. L'estrazione mineraria richiede quindi lo scavo di una vasta area e di un danno geologico di grande impatto. Inoltre, l'estrazione di terre rare dai minerali in cui esse sono contenute richiede temperature elevate (1000 C) e l'uso di composti chimici molto aggressivi e inquinanti come l'acido solforico, l'acido cloridrico e l'idrossido di sodio [1]. Per questi motivi, la ricerca di alternative che non utilizzino magneti permanenti nei motori elettrici ma che comunque riescano a mantenere tutte le caratteristiche richieste nell'applicazione automotive è diventata di primaria importanza.
Lo scopo è quello di progettare e analizzare un motore sincrono a poli sporgenti con potenze paragonabili ad uno IPM.

Verranno progettati 2 motori:

- Motore sincrono IPM
- Motore sincrono a magneti permanenti

Per entrambi i progetti partiremo avendo a disposizione la geometria dello statore e dell'avvolgimento di quest'ultimo che viene utilizzato da HiSpeed.

Indice di Figure

Fig.1.1-Geometria dello statore 2

Fig.2.1-Geometria del Rotore 4
Fig.2.2- Circuito magnetico di Rotore 4
Fig.2.3- Distribuzione dell'induzione ottenuta con FEM 7
Fig.2.4- Trend della coppia ottenuto con FEM. 11
Fig.2.5- Macchina IPM ottimizzata 12
Fig.2.6- Trend della coppia ottenuto con FEM della macchina ottimizzata 12

Fig.3.1– Distribuzione dell'induzione ottenuta con Comsol. 15
Fig.3.2 – Perdite nel M330 in funzione dell'induzione 16
Fig.3.3- Zone di alta e bassa pressione generate dal movimento dell'auto 19
Fig.3 4-Cuscinetto cilindrico a rulli [bibliografia sua] 20
Fig.3.5-Contributo della componente di forza dovuta al peso del rotore 22
Fig.3.6- Perdite dei cuscinetti del motore IPM 24

Fig.4.1- Motore IPM 307

Fig.5.1- Tipi di movimento di un fluido attraverso un piano 30
Fig.5.2- Diagramma di Moody 35
Fig.5.3- Regione termica d'ingresso 36
Fig.5.4-Coefficiente h lungo la regione termica d'ingresso 36
Fig.5.5-Controllo di volume differenziale 38
Fig.5.6-Variazione assiale della temperatura lungo una tubazione con flusso termico costante 40

Fig.5.7-Variazione assiale della temperature lungo una tubazione con temperatura superficiale costante 41
Fig.5.8-Geometrie dei sistemi di raffreddamento..... 42
Fig.5.9-Andamento del valore di Nusselt al variare della velocità 45
Fig.5.10- Andamento del coefficiente di scambio termico al variare della velocità..... 45
Fig.5.11-IPM risultati dell'analisi termica 47

Fig.6.1- Geometria del rotore 51
Fig.6.2-Geometria di un polo saliente di rotore 54
Fig.6.3-Permeanza al traferro causata da singola cava..... 61
Fig.6.4-Permeanza al traferro causata dalle cave presenti in 360° elettrici..... 62
Fig.6.5-Permeanza al traferro causata da un polo di rotore..... 62
Fig.6 6-Permeanza al traferro causata da i poli di rotore presenti in 360° elettrici..... 63
Fig.6.7-Permeanza al traferro 63
Fig.6.8-Variazione di λd al variare della corrente di statore 66
Fig.6 9-Variazione di λq al variare della corrente di statore 67
Fig.6.10-Costruzione della forza magnetomotrice prodotta da un avvolgimento distribuito monofase. 69
Fig.6.11-: Rappresentazione vettoriale delle componenti fondamentali dei singoli andamenti a gradini che compongono la F.M.M.. di un avvolgimento distribuito monofase..... 70
Fig.6.12-Campo rotante a traferro prodotto da un sistema equilibrato di correnti circolanti in un avvolgimento trifase con n conduttori per cava e q=2 cave per polo e per fase..... 75
Fig.6 13-Trend fella F.M.M. indotta dallo statore..... 76
Fig.6.14-Trend della coppia..... 82
Fig.6.15-Risultati dell'analisi termica motore sincrono a poli sporgenti 84

Indice delle Tabelle

Tabella 1..1– Parametri di partenza 1
Tabella 1. 2– Geometria di Statore 1

Tabella 2. 1– IPM parametri rotore 3
Tabella 2. 2– Induzione e campo elettrico nei denti di statore 8

Tabella 3. 1– Perdite nel ferro (metodo ibrido) 17
Tabella 3..2- $kbearing$ coefficiente d'attrito 21
Tabella 3. 3-Volume e massa del rotore IPM 23

Tabella 4..1– Punto di lavoro nominale 28

Tabella 5.1– Parametri miscela di raffreddamento 43
Tabella 5.2- Massima temperature di esercizio per diversi isolanti 46
Tabella 5.3-Conducibilità termica dei materiali utilizzati 47

Tabella 6.1– Spessore del traferro lungo il polo 50
Tabella 6.2– Geometria del rotore 51
Tabella 6.3– Dimensioni conduttore 52
Tabella 6.4-Risultati dei diversi metodi 81
Tabella 6..5– Punto di lavoro nominale 83

Tabella 7. 1-Risutati motore IPM e WSM 85

1. DATI INIZIALI

1.1 Parametri generali e di statore

I dati geometrici e i parametri della macchina sono riportati nelle tabelle (1.1) e (1.2).

Tabella 1..1– Parametri di partenza

2p	6	Numero di poli
m	3	Numero di fasi
J_{max}	35 A/mm^2	Massima densità di corrente possibile

Tabella 1. 2– Geometria di Statore

D_e	188 mm	Diametro esterno
D_i	120 mm	Diametro interno
L_{stk}	122 mm	Spessore
Q_s	54	Numero di cave
S_c	3x2 mm	Dimensioni conduttori rettangolari
n_s	6	Numero di conduttori per cava
w_{so}	1.5 mm	Apertura di cava
w_s	4 mm	Larghezza cava
h_{so}	1 mm	Altezza apertura cava
h_s	17 mm	Altezza totale di cava
w_t	3 mm	Larghezza iniziale del dente di cava
h_{bi}	17 mm	Altezza della corona

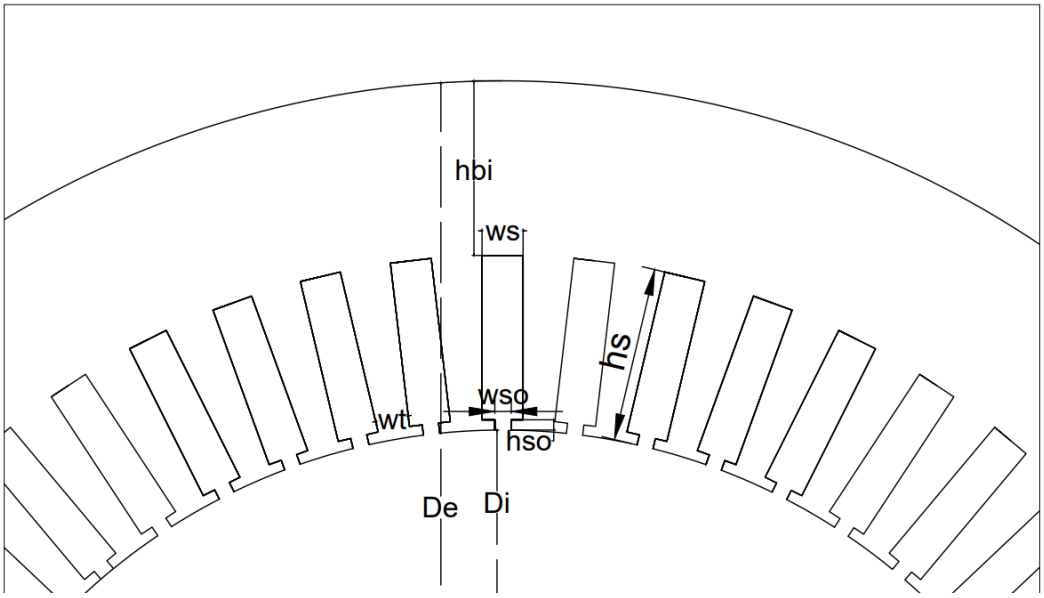

Fig.1.1-Geometria dello statore

Per progettare il rotore, cercheremo di iniziare dal parametro di potenza e coppia richiesta dall'azienda.

Ipotizziamo che $K_{stack} = 0.96$, $cos\phi = 0.9$ e $\eta = 0.95$.

Ogni fase ha 2 percorsi in parallelo, quindi $npp = 2$.

$$ncs = \frac{ns}{npp} = 3 \tag{1.1}$$

$$N_s = ncs\frac{Qs}{3} = 54 \text{ (Numero degli avvolgimenti totali in serie)} \tag{1.2}$$

$$ps = \frac{\pi Di}{Qs} = 7\ mm \text{ (step between 2 slot)} \tag{1.3}$$

$$q = \frac{Qs}{2p \cdot m} = 3 \tag{1.4}$$

$$\alpha_s = p\frac{360}{Qs} = 20° \text{ (Angolo elettrico di cava)} \tag{1.5}$$

$$Kd = \frac{sin(q\frac{\alpha s}{2})}{q\ sin\frac{\alpha s}{2}} = 0.96 = Kw \text{ (Coefficiente di distribuzione)} \tag{1.6}$$

2. Motore IPM

2.1 Progettazione del rotore del motore IPM

Viene considerata una configurazione del rotore IPM semplificata a forma di V. I parametri del rotore sono descritti nella tabella 3. Tutte le coppie di magneti coprono 50° meccanici, quindi $\alpha_m = 25°$, Fig.2.

Tabella 2. 1– IPM parametri rotore

Rotore		
D_r	118 mm	Diametro esterno
D_{sh}	59 mm	Diametro albero
h_m	20 mm	Altezza PM
t_m	5 mm	Spessore Pm
t_{rib1}	0.5 mm	Spessore ponte 1
t_{rib2}	3.5 mm	Spessore ponte 2
B_{rem}	1,25 T	PM induzione a 100°C
μ_r	1.06	Permeabilita relativa PM

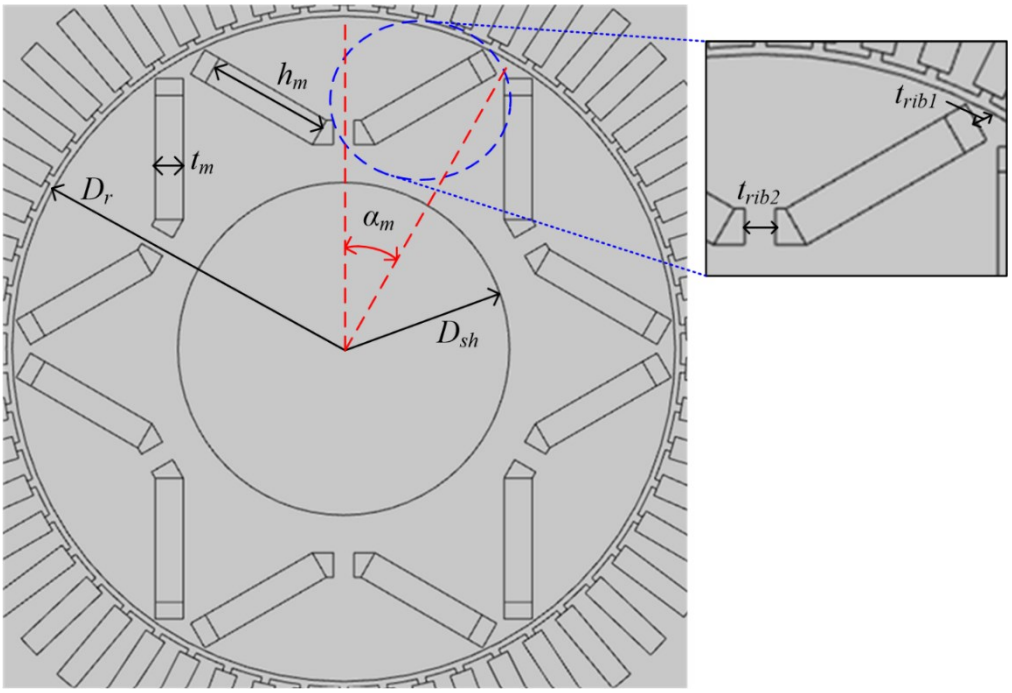

Fig.2.1-Geometria del Rotore

2.2 Procedura analitica e studio elettromagnetico della macchina

In questa sezione viene presentata la procedura per la progettazione analitica. La macchina viene dapprima progettata seguendo una procedura analitica e, successivamente, testata con un programma agli elementi finiti.

A partire dal circuito magnetico del rotore, si può tracciare un circuito magnetico equivalente, figura(2.2).

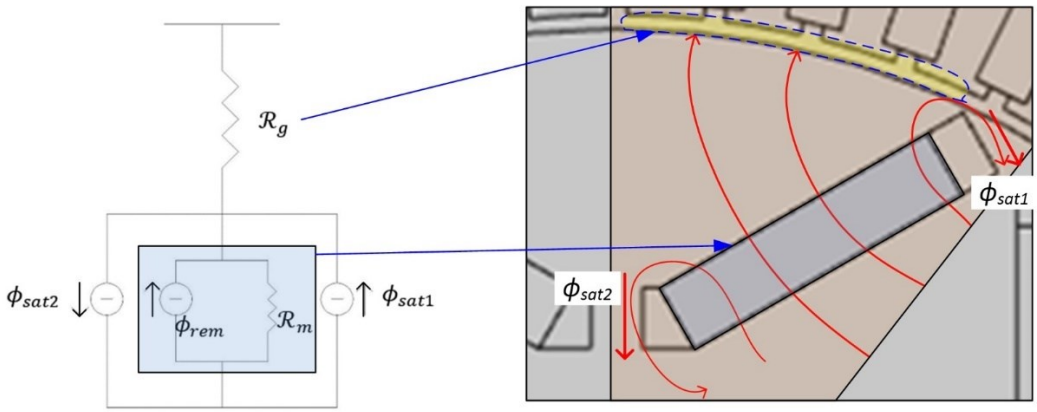

Fig.2.2- Circuito magnetico di Rotore

Questa figura rappresenta la metà del polo del rotore. I parametri del rotore sono:

- ϕ_{rem} e' il flusso generato dai magneti permanenti.
- $\phi_{sat_{1,2}}$ sono le perdite di flusso, generate dalla saturazione nei cosi' detti ponti tra i magneti e tra i magneti e il rotore .
- $\mathcal{R}_g$ e' la riluttanza relativa al traferro.
- $\mathcal{R}_m$ e' la riluttanza relativa ai magneti permanenti.

Per i ponti magnetici attorno ai PM, si è ritenuto che il ferro funzionasse alla densità del flusso magnetico di saturazione, B_sat 2T.

$$\mathcal{R}_m = \frac{t_m}{\mu_{rec} \cdot \mu_0 \cdot hm \cdot L_{stk}} = 1.412 \cdot 10^6 \frac{\mathrm{A}}{\mathrm{Wb}} \tag{2.1}$$

$$\mathcal{R}_g = \frac{g}{\mu_0 \cdot \alpha_m \cdot Dr \cdot L_{stk}} = 126783 \text{ A/Wb} \tag{1.2}$$

$$\phi_{rem} = B_{rem} \cdot hm \cdot L_{stk} = 3.1 \text{ mWb} \tag{2.2}$$

$$\phi_{sat1} = \mathrm{B_{sat}} \cdot \mathrm{t_{rib1}} \cdot \mathrm{L_{fe}} = 0.117 \text{ mWb} \tag{2.3}$$

$$\phi_{sat2} = \mathrm{B_{sat}} \cdot \mathrm{t_{rib2}} \cdot \mathrm{L_{fe}} = 0.855 \text{ mWb} \tag{2.4}$$

$$\phi_{eq} = 2 \cdot (\phi_{rem} - \phi_{sat1}) - \phi_{sat2} = 5.1\, mWb \tag{2.5}$$

$$\mathcal{R}_{eq} = \frac{\mathcal{R}_m}{2} = 0.706 \cdot 10^6 \text{ A/Wb} \tag{2.6}$$

Considerando un coefficiente di saturazione iniziale di $K_{sat} = 1.2$ e un passo di cava di $p_s = \frac{\pi \cdot D_i}{Qs} = 6.98$ mm, i valori del campo magnetico al traferro possono essere calcolati come segue:

$$K_{cart} = \frac{p_s}{p_s + g - \frac{3}{4} w_{so}} \cong 1.05 \text{ (Coefficente di Carter)} \tag{2.7}$$

$$\mathcal{R}'_g = \frac{g \cdot K_{sat} \cdot K_{cart}}{\mu_0 \cdot \alpha_m \cdot Dr \cdot L_{stk}} = 159746 \frac{\mathrm{A}}{\mathrm{Wb}} \tag{2.8}$$

(Riluttanza equivalente al traferro considerando la saturazione nel ferro)

$$\phi_{m1} = \phi_{eq} \cdot \frac{R_{eq}}{R_{eq} + R'_g} \cong 4.2 \text{ mWb} \tag{2.9}$$

$$B_{g0} = \frac{\phi_{m1}}{\alpha_m \cdot D_r \cdot L_{stk}} = 0.67 \text{ T}$$

(Ampiezza dell′induzionerettangolare al traferro) (2.10)

$$B_{g1} = \frac{4}{\pi} B_g \sin(\alpha_m \cdot p) = 0.82 \text{ T} \tag{2.11}$$

(Ampiezza fondamentale dell′induzione al traferro)

$$\phi_1 = B_{g1} \cdot \frac{D_r \cdot L_{stk}}{p} = 3.9 \text{ mWb (Fondamentale del flusso al traferro)} \tag{2.12}$$

$$\Lambda_1 = \frac{Kw \cdot N_s}{2} \cdot \phi_1 \cong 0.101\ V \cdot s \text{ (Flusso concatenato do statore)} \tag{2.13}$$

Per facilitare lo studio della macchina, consideriamo qui una connessione serie ma con la metà del numero di conduttori, *ncs*, ma ognuno con il doppio della sezione trasversale per trasportare in ogni cava la stessa corrente.

$$ncs = \frac{ns}{npp} = 3 \tag{2.14}$$

$$Ns = ncs \cdot \frac{Qs}{3} = 54 \text{ (Numero totale di conduttori in serie)} \tag{2.15}$$

$I_{sn} = 110\ A$ è stata scelta dopo diverse prove agli elementi finiti, mentre la densità di corrente sarà

$J_s = 18.33\ \mathrm{A/mm^2}$.

$$Ks = \frac{3Kw \cdot Ns \cdot Isn}{\pi Di} = 45.47\ kA/m \tag{2.16}$$

Ora considero l'induzione generata solo dalle bobine nello statore, lavorando come se ci fossero i magneti permanenti.

$$\Delta B_s = \frac{\mu_0 * K_s \cdot D_i}{2p \cdot g''} = 0.7\ T \tag{2.17}$$

In $2\alpha_m$ ho 7 denti, come si può osservare nell'immagine sottostante:

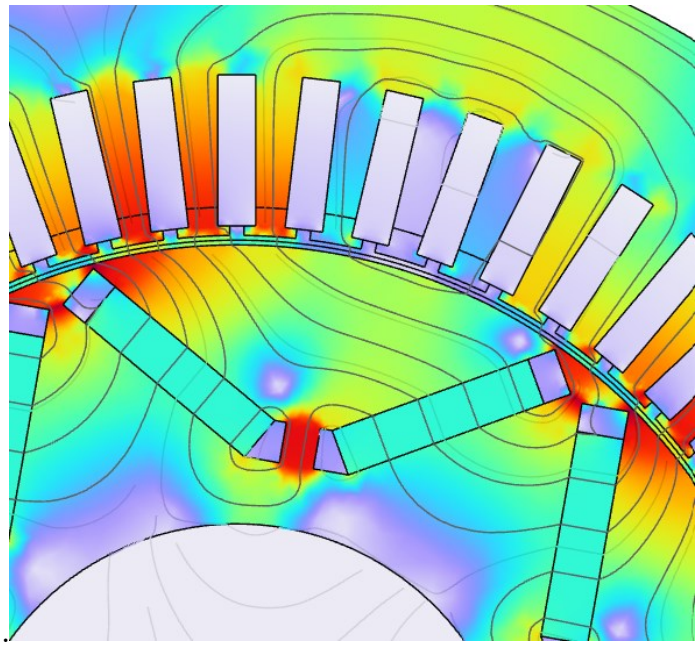

Fig.2.3- Distribuzione dell'induzione ottenuta con FEM

Potrei calcolare l'induzione in ogni dente con il seguente metodo, dove α_s^e è angolo elettrico che coprono i Magneti permanenti in un polo, n = 1,2... ,7 è il numero di denti e $\alpha = \alpha_s^e/7$ è il passo di discretizzazione.

$$B_g(n) = B_{g0} + \frac{1}{\alpha}\Delta B_s \int_{(n-1)\alpha}^{(n)\alpha} \sin(\theta_m^e)\, d\theta \tag{2.18}$$

(Induzione al traferro sotto i denti)

Utilizzando Gauss, possiamo trovare l'induzione, B_t, in ogni dente.

$$B_t(n) = \frac{B_g(\alpha_s^e) \cdot p_s}{w_t \cdot k_{pack}} \tag{2.19}$$

Ma per essere più precisi, prendiamo i valori ottenuti con FEM.

Tabella 2. 2– Induzione e campo elettrico nei denti di statore

n	$B_t[T]$ (Analytical)	$B_t[T]$ (FEA)	$H_t[\frac{A}{m}]$	$H_t \cdot h_s[A]$
1	0.12	1.16	157	2.7
2	0.18	0.25	31	0.5
3	0.6	0.4	40	0.7
4	1.1	1	101	1.72
5	1.63	1.92	19729	335
6	2.1	2	41104	698
7	2.2	2.1	115940	1971

E' stato ricavato il valori H_t di tramite la curva di magnetizzazione, B-H, del metallo utilizzato, tramite il seguente script creato con matlab.

```
%% Carico le curva BH del ferro utilizzato nella macchina considerata
data_M330=xlsread('C:\Users\destr\OneDrive\Desktop\THESIS\Curva B_H Iron.xlsx');
H_330=data_330(:,1);
B_330=data_330(:,2);



figure
plot(H_330,B_330,'Linewidth',1.2)
xlabel(' H [A/m]')
ylabel(' B [T]')
title(' Curva BH del thyssen530-65')
grid

Bt_3=2;
H_Bt=spline(B_330,H_330,Bt_3);
Bbi=1.2;
H_Bbi=spline(B_330,H_330,Bbi);
Bp=1.9;
H_Bp=spline(B_330,H_330,Bp);


H_p=19900;
B_p=spline(H_330,B_330,H_p);
```

Il valore medio $< H_t \cdot h_s >= 429\ A$. IL valore medio trovato con il metodo analitico è simile.

L'induzione nella corona di statore è $B_{Bi} = 1.3T$, trovata tramite FEM.

Considerando il valore $H_{bi} = 253.5$ A/m e $g'' = 1.68$ mm, è possibile stimare i seguenti parametri

$$l_{bi} = \frac{\pi \cdot (D_e - h_{bi})}{4p} = 45\ mm \tag{2.20}$$

$$Hbi \cdot lbi = 11.04\ A \tag{2.21}$$

$$K'_{sat} = \frac{H_g \cdot g' + < H_t \cdot h_s > + Hbi \cdot lbi}{H_g \cdot g'} = 1.6 \tag{2.22}$$

$$H_g = \frac{B_{g1}}{\mu_o} = 652540 \text{ A/m} \tag{2.23}$$

$$\mathcal{R}_g'' = \frac{g \cdot K_{sat} \cdot K_{cart}'}{\mu_0 \cdot \alpha_m \cdot Dr \cdot L_{stk}} = 213000 \text{ A/Wb} \tag{2.24}$$

$$\phi_{m1}' = \phi_{eq} \cdot \frac{R_{eq}}{R_{eq} + R_g''} \cong 3.2 \text{ mWb} \tag{2.25}$$

$$B_{g0}' = \frac{\phi_{m1}'}{\alpha_m \cdot D_r \cdot L_{stk}} = 0.51 \text{ T} \tag{2.26}$$

$$\Delta B_s' = \frac{\mu_0 * K_s \cdot D_i}{2p \cdot g''} = 0.53 \text{ T} \tag{2.27}$$

$$B_{g1} = \frac{4}{\pi} B_{g0}' \sin(\alpha_m \cdot p) = 0.63 \text{ T} \tag{2.28}$$

$$B_{gmax} = B_{g1} + \Delta B_s' = 1.16 \text{ T} \tag{2.29}$$

$$T_{max} = \widehat{Ks} * \widehat{Bg}1 * \frac{\pi}{4} * Di^2 * Lstk \approx 77\text{Nm} \tag{2.30}$$

2.3 Analisi agli elementi finiti della coppia

In primo luogo, è stato effettuato uno studio stazionario agli elementi finiti, modificando la posizione del rotore fino a 120º meccanici (360° elettrici), Fig. (2.4). Da questo studio, si può vedere che la coppia massima si verificherà a circa 20º meccanici (60° elettrici) dal punto in cui la coppia è nulla. Perché in questo punto si ha che la corrente agente è quasi completamente di asse Q, come si sa nei motori isotropi la coppia dipende solo dalla corrente di asse Q e non da quella di asse D. Perciò i flussi di statore e rotore sono allineati.

La zona operativa stabile è compresa tra 10° e 50° elettrici. La coppia massima è di circa 83 Nm, simile al risultato analitico ottenuto in (26).

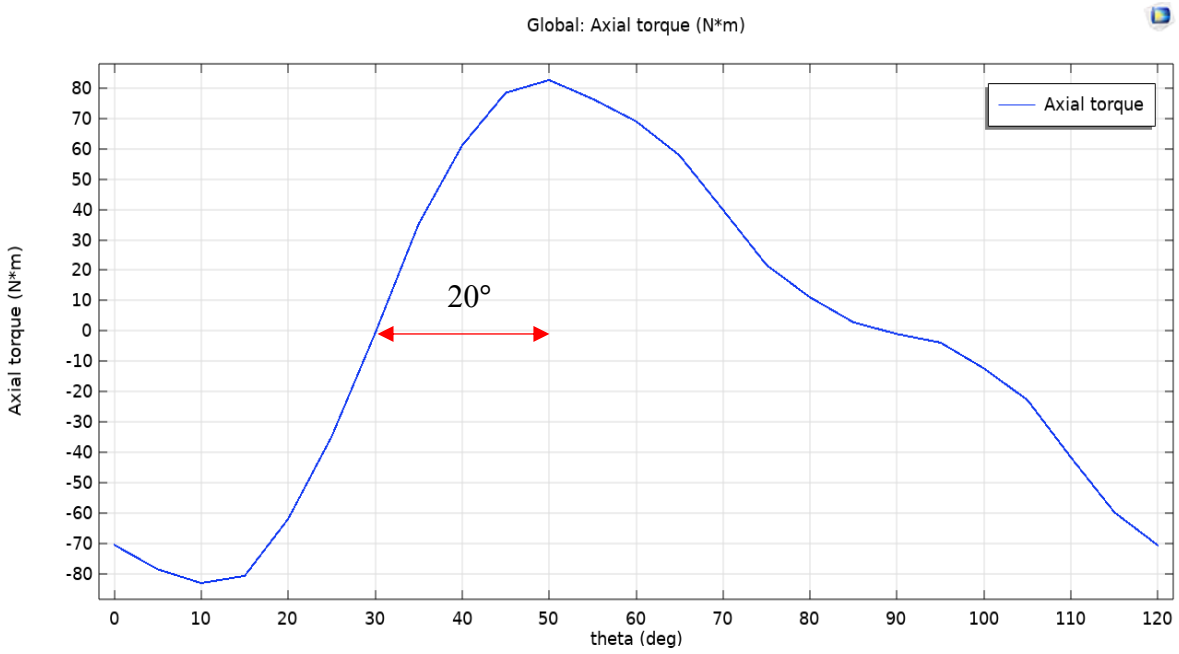

Fig.2.4- Trend della coppia ottenuto con FEM.

2.4 Ottimizzazione della macchina progettata e determinazione del punto di lavoro nominale

Dopodiché è stato un algoritmo per ottimizzare la macchina progettata., ed è stata ottenuta la seguente geometria

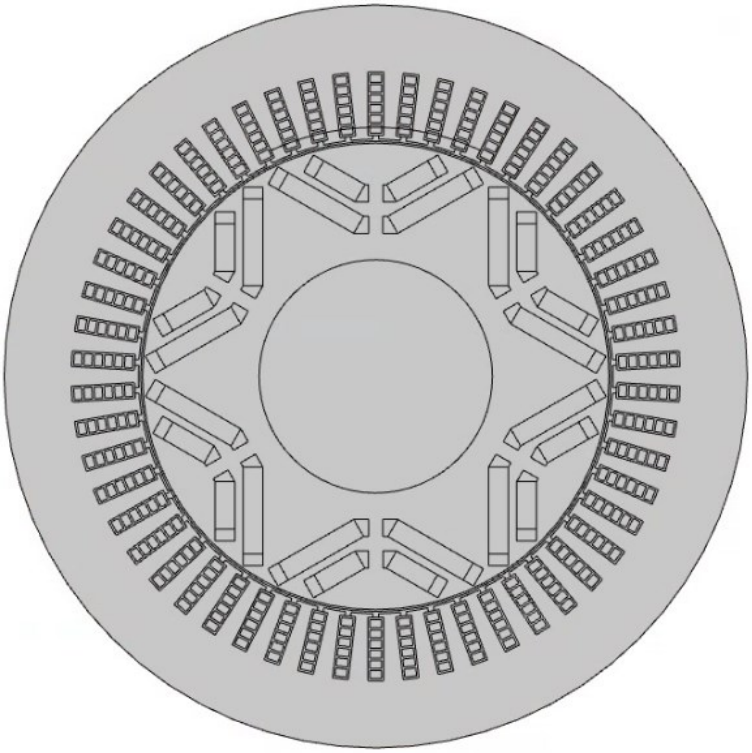

Fig.2.5- Macchina IPM ottimizzata

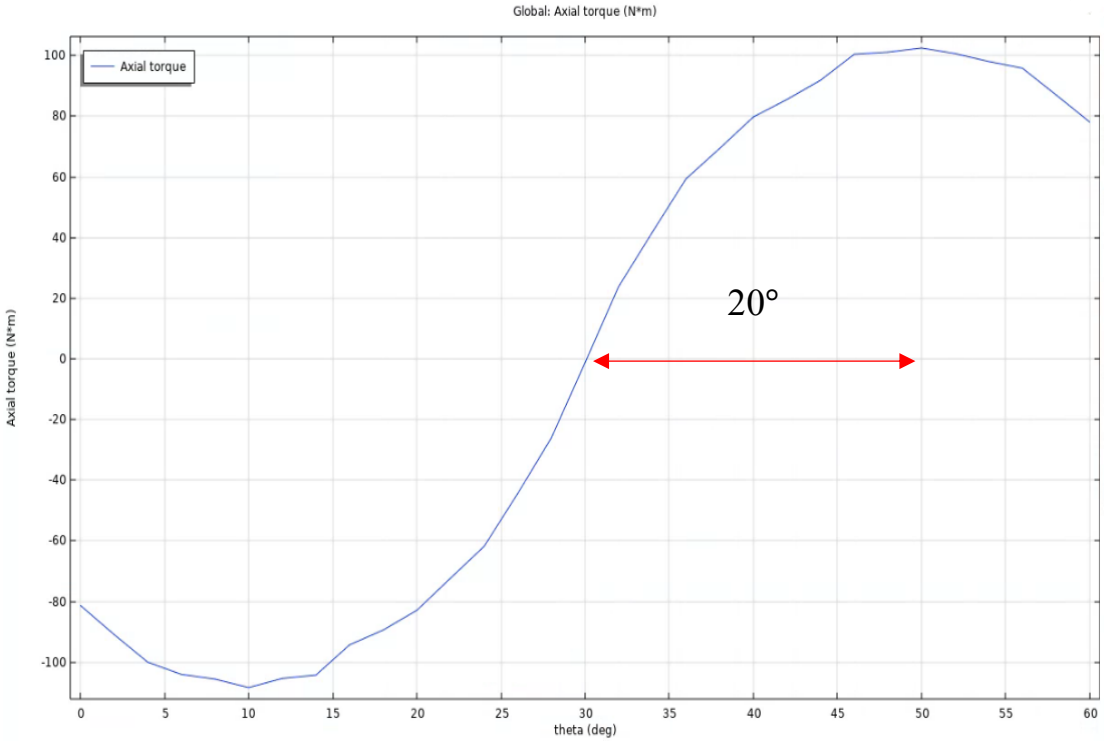

Fig.2.6- Trend della coppia ottenuto con FEM della macchina ottimizzata

Come possiamo notare la coppia è aumentata circa del 35%.

3. PERDITE

Il calcolo delle perdite della macchina viene ora eseguito utilizzando un metodo ibrido, ovvero un metodo analitico usufruendo di dati ottenuti dal programma agli elementi finiti. Verranno prese in considerazione le perdite di ferro, rame meccaniche e addizionali.

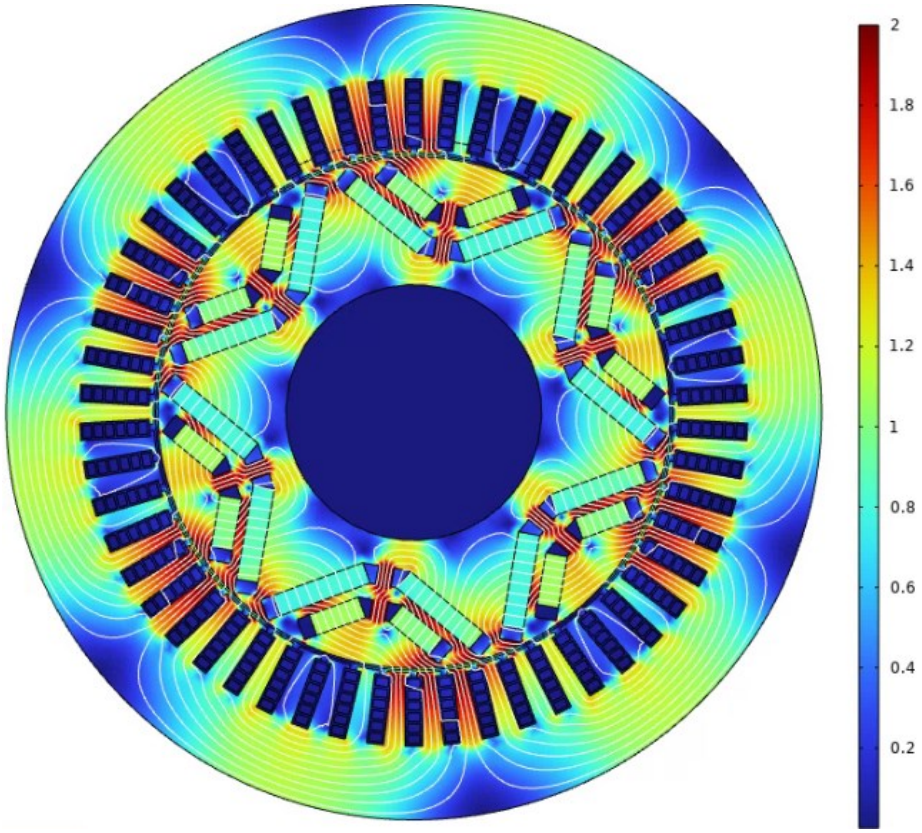

Fig.3.1– Distribuzione dell'induzione ottenuta con Comsol.

3.1 Perdite nel ferro

3.1.1 Perdite nel ferro di statore

Dalla distribuzione dell'induzione di fig.6, è possibile osservare che $B_{tmax} = 2\ T$ e $B_{bimax} = 1.35\ T$, corrispondono rispettivamente all'induzione nel dente e nella corona

dello statore. Considerando le informazioni del produttore sulle perdite, Fig. (3.7), è possibile calcolare le perdite nel ferro. Di conseguenza, la densità delle perdite al dente dello statore e alla corona è $P_{spt_{50Hz}} = 5\ \mathrm{W/kg}$ e $P_{spbi_{50Hz}} = 2.3\ \mathrm{W/kg}$,, rispettivamente

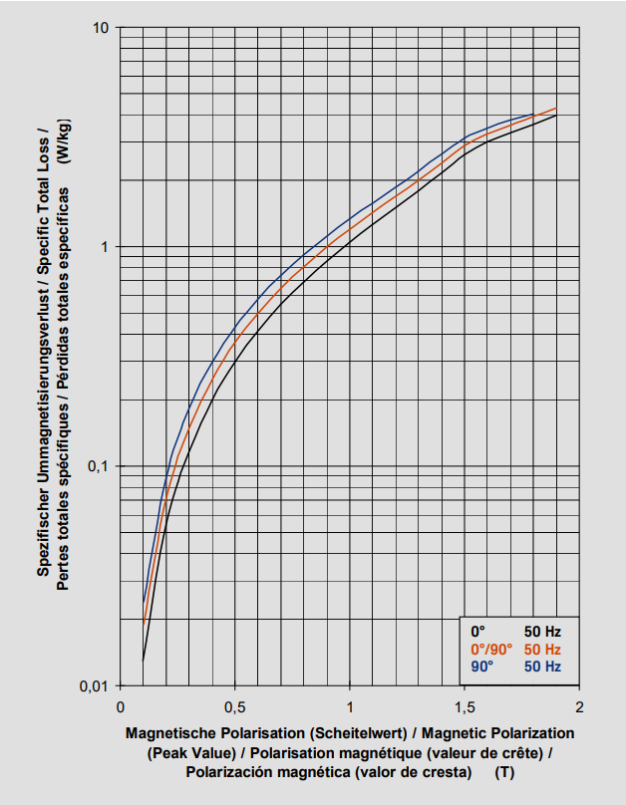

Fig.3.2 – Perdite nel M330 in funzione dell'induzione

Come si può notare, queste informazioni sono state ottenute a 50Hz, e quindi, nuova densità di perdita dovrebbe essere stimato per 300Hz. Nel ferro ci sono due ragioni principali di perdite, perdite per isteresi ($K_{hyst} = 70\%$ circa) e per correnti parassite ($K_{cp} = 30\%$ circa). Pertanto, le nuove perdite di ferro a 300Hz possono essere calcolate.

$$P_{sp} = K_{hyst}\left(\frac{f}{50}\right) + K_{cp}\left(\frac{f}{50}\right)^2 = 15 \tag{3.1}$$

$$P_{spt} = P_{sp} \cdot P_{spt_{50Hz}} = 75\ \frac{W}{kg} \tag{3.2}$$

$$P_{spbi} = P_{sp} \cdot P_{spbi_{50Hz}} = 34.5 \frac{W}{kg} \tag{3.3}$$

Considerando la densità del M330 $\gamma_{iron} = 7800$ Kg/m^3, le perdite della macchina possono essere stimate, Tabella (3.1). Si nota che non sono state considerate perdite nel rotore. Dallo strumento FEA, le perdite nel ferro sono 650 W, che è simile ai risultati delle analisi analitiche.

Tabella 3.1– Perdite nel ferro (metodo ibrido)

Parametri	**Descrizione**	**Valore**
$G_t = \gamma_{ferro} \cdot Q_s \cdot h_s \frac{(w_t + w_t')}{2} \cdot L_{ferro}$	Peso totale dei denti di statore	3.35 kg
$G_{bi} = \gamma_{ferro} \cdot \pi \cdot h_{bi} \cdot L_{ferro}$	Peso totale della corona di statore	8.34 kg
$P_{ir_t} = P_{sp_t} \cdot G_t$	Perdite nei denti	251 W
$P_{ir_{bi}} = P_{sp_{bi}} \cdot G_{bi}$	Perdite nella corona	288 W
$P_{ir_{tot}} = P_{ir_{bi}} + P_{ir_t}$	Perdite totali	540 W

3.1.2 Perdite nel ferro di rotore

Le perdite nel ferro di rotore vengono calcolate con una formula empirica nel seguente modo:

$$P_{irp} = 165 \cdot \frac{p_s \cdot w_s}{g} \cdot \frac{P_{ir_{tot}}}{100} = 23.1\ W \tag{3.4}$$

3.2 Perdite Joule di statore:

Le perdite joule dello statore sono state calcolate considerando una temperatura di lavoro di circa 170 ºC e un fattore di potenza di $cos\phi = 0.9$. A questa temperatura, so che la resistenza specifica del rame è:

$$\rho_{20^\circ} = 0.018 \frac{\Omega mm^2}{m} \tag{3.5}$$

$$\rho_{170^\circ} = \rho_{20^\circ}(1 + 0.004 * \Delta\theta) = 0.0288 \ \frac{\Omega mm^2}{m} \tag{3.6}$$

$$L_c = L_{stk} + L_{airpin} = 0.272 \ mm \tag{3.7}$$

$$Vol_{cu} = Qs \cdot S_{slot} \cdot K_{fill} \cdot L_c = 431.57 \ m^3 \tag{3.8}$$

$$P_j = \rho_{170^\circ} \cdot \frac{J_s^2}{2} \cdot Vol_{cu} = 2560 \ W \tag{3.9}$$

$$n_n = \frac{60 \cdot f}{p} = 6000 \ rpm \tag{3.10}$$

$$\omega_n = n_n \cdot \frac{2\pi}{60} = 628{,}32 \ \frac{rad}{s} \tag{3.11}$$

3.3 Perdite meccaniche

Le perdite meccaniche nelle macchine industriali sono normalmente considerate attraverso formule empiriche e tabelle tratte dall'esperienza, che spesso si riferiscono a un punto di funzionamento nominale. Tuttavia, le macchine di cui sopra difficilmente superano i 3000 rpm di velocità di rotazione e quindi nel caso di motori di trazione, che superano i 5000 rpm e hanno più punti di funzionamento, non è possibile fare affidamento su tali relazioni. Per questo motivo, in questa sezione viene proposta una

procedura di calcolo basata su uno studio fluido dinamico ad elementi finiti utilizzando il software Comsol e viene presentato anche un modello analitico semplificato per il confronto. Le perdite meccaniche possono essere considerate composte da due contributi:

- Perdite dei cuscinetti, dovute all'attrito del rotolamento;
- Perdite causate dal vento, dovute alla resistenza che un fluido esercita quando un solido si muove al suo interno. In particolare, questa resistenza al movimento può essere suddivisa in due contributi.
    1. Trascinamento del corpo: il movimento di un corpo spinge l'aria davanti ad esso. Tuttavia, l'aria non può spostarsi istantaneamente e la sua pressione è quindi aumentata, con conseguente zona di alta pressione dell'aria davanti al solido. Di conseguenza, l'aria dietro di essa non può riempire istantaneamente lo spazio lasciato dal movimento in avanti del corpo, con una conseguente zona di bassa pressione dell'aria sul retro. Le due diverse zone di pressione creano una forza che si oppone al movimento del corpo spingendo (alta pressione davanti) e tirando (bassa pressione dietro) all'indietro. Questa forza risultante è chiamata trascinamento della forma. Il nome "forma" deriva dal fatto che questo trascinamento è completamente determinato dalla forma del corpo. Come si può osservare dall'esempio la figura (3.3).

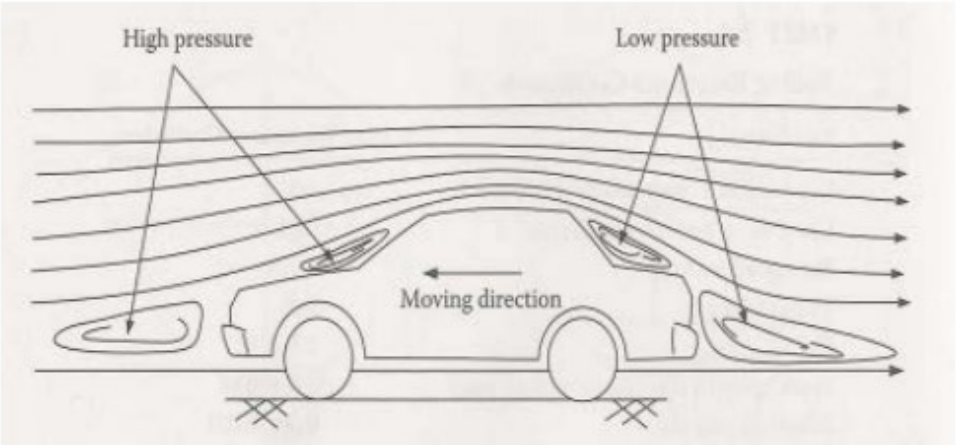

Fig.3.3- Zone di alta e bassa pressione generate dal movimento dell'auto

2. Attrito superficiale: le molecole d'aria vicino alla superfice del solido si muovono quasi alla velocità del solido mentre le molecole d'aria lontano da esso rimangono ferme. Nel mezzo, le molecole d'aria si muovono a valori intermedi di velocità. La differenza di velocità tra due strati adiacenti di molecole d'aria produce un attrito che si traduce nella cosiddetta componente di attrito superficiale della resistenza aerodinamica.

3.3.1 Perdite dei cuscinetti

Un cuscinetto è un elemento della macchina che limita il movimento relativo al solo movimento desiderato e riduce l'attrito tra le parti in movimento [2]. Nelle macchine elettriche rotanti vengono utilizzati per consentire all'albero motore, appoggiato sulla struttura di supporto, di ruotare liberamente. I cuscinetti possono essere di molti tipi, classificati in base a metodi di costruzione, prestazioni, forme... tuttavia nel caso di motori elettrici con alte velocità di rotazione il tipo più utilizzato è chiamato cuscinetto a rotolamento [2]. È un cuscinetto che trasporta un carico posizionando elementi rotanti (come sfere o rulli) tra due anelli portanti chiamati razze. Il moto relativo delle razze fa rotolare gli elementi volventi con pochissima resistenza al rotolamento e con poco scorrimento.

Fig.3 4-Cuscinetto cilindrico a rulli [bibliografia sua]

I cuscinetti possono essere composti da materiali diversi, a seconda delle condizioni in cui dovranno lavorare e delle prestazioni richieste; materiali tipici per le applicazioni dei motori elettrici sono [3]

- I cuscinetti in acciaio cromato, hanno un'eccellente durezza, qualità superficiale e capacità di carico elevata; è anche altamente resistente alla corrosione grazie alla presenza di cromo. L'acciaio al cromo è magnetico;
- Cuscinetti ibridi in ceramica, hanno razze in acciaio e sfere in ceramica. Le sfere in ceramica sono adatte per applicazioni in cui carichi elevati, alte velocità e temperature estreme sono fattori. La lunga durata e la necessità di una lubrificazione minima rendono questo materiale adatto per applicazioni estreme. La ceramica non è porosa, ne magnetica, ne corrosiva e più leggera dell'acciaio. In forma sferica, è anche più dure dell'acciaio e poiché le sfere in ceramica non sono porose sono praticamente prive di attrito e in grado di girare più velocemente delle sfere in acciaio;
- I cuscinetti ibridi ceramici C-HIP sono simili ai cuscinetti ibridi ceramici, ma questi cuscinetti C-HIP utilizzano sfere ceramiche realizzate con pressatura isostatica a caldo (HIP). Queste sfere in ceramica hanno una densità e una durezza ancora maggiore rispetto a una sfera in ceramica standard. In molte applicazioni, l'uso di un lubrificante liquido è previsto anche per il raffreddamento e l'ulteriore riduzione dell'attrito.

3.3.1.1 Coefficiente di frizione

I cuscinetti sono caratterizzati da un coefficiente di attrito che dipende dal tipo di cuscinetto, carico, velocità di rotazione, lubrificazione... I valori di riferimento per il coefficiente di attrito durante il funzionamento in condizioni operative nominali sono elencati nella tabella (3.2) [4] (Verrà considerato il Cylindrical roller bearing).

Tabella 3.2- $k_{bearing}$ coefficiente d'attrito

Tipo di cuscinetto	$k_{bearing}$
Deep groove ball bearing	$0.0010 - 0.0015$
Angular contact ball bearing	$0.0012 - 0.0020$
Self-aligning ball bearing	$0.0008 - 0.0012$
Cylindrical roller bearing	$0.0008 - 0.0012$

Full complement type needle roller bearing	0.0025 − 0.0035
Needle roller and cage assembly	0.0020 − 0.0030
Tapered roller bearing	0.0017 − 0.0025
Spherical roller bearing	0.0020 − 0.0025
Thrust ball bearing	0.0010 − 0.0015
Spherical thrust roller bearing	0.0020 − 0.0025

3.3.1.2 Modello analitico

Il calcolo delle perdite dei cuscinetti si basa sul modello proposto in [2], in cui viene utilizzata la seguente equazione:

$$P_{bearing} = 0.5 \cdot \omega_m \cdot k_{bearing} \cdot F_{rotor} \cdot D_{bearing} \tag{3.12}$$

where:

- ω_m velocità di rotazione in $\frac{rad}{s}$;
- F è la forza peso che preme sul cuscinetto; si calcola considerando che ci sono due cuscinetti che devono sostenere il peso dell'intero rotore;
- $D_{bearing}$ è il diametro dei cuscinetti presunto uguale al diametro dell'albero: $D_{bearing} = 59\ mm$

Nella figura (3.5) è rappresentato uno schema del rotore con i cuscinetti di supporto [2].

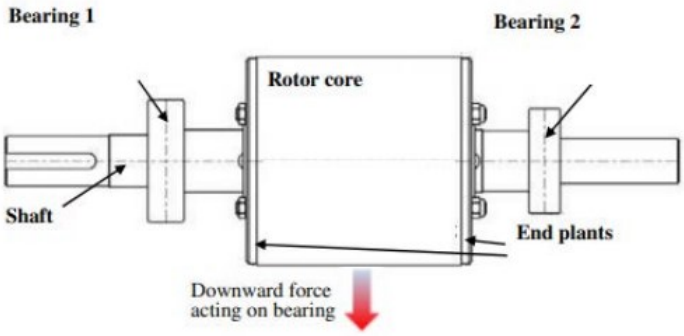

Fig.3.5-Contributo della componente di forza dovuta al peso del rotore

Considerando il rotore progettato è stata determinato il volume e la massa di quest'ultimo tabella (3.3)

Tabella 3. 3-Volume e massa del rotore IPM

Volume del ferro di rotore	$6.51 \cdot 10^{-4}\ m^3$
Volume dell'albero	$3.34 \cdot 10^{-4}\ m^3$
Volume dei magneti permanenti	$2.49 \cdot 10^{-4}\ m^3$
Densità del ferro	$7800\ \frac{kg}{m^3}$
Densità dei magneti permanenti	$7500\ \frac{kg}{m^3}$
Massa ferro di rotore	$5.08\ kg$
Massa albero	$2.61\ kg$
Massa magneti permanenti	1.87 kg
Peso totale rotore	9.56 kg

Forza peso:

$$F_{rotor} = m_{rotor} \cdot g = 93.78\ N. \tag{3.13}$$

Dove

- g è l'accelerazione gravitazionale

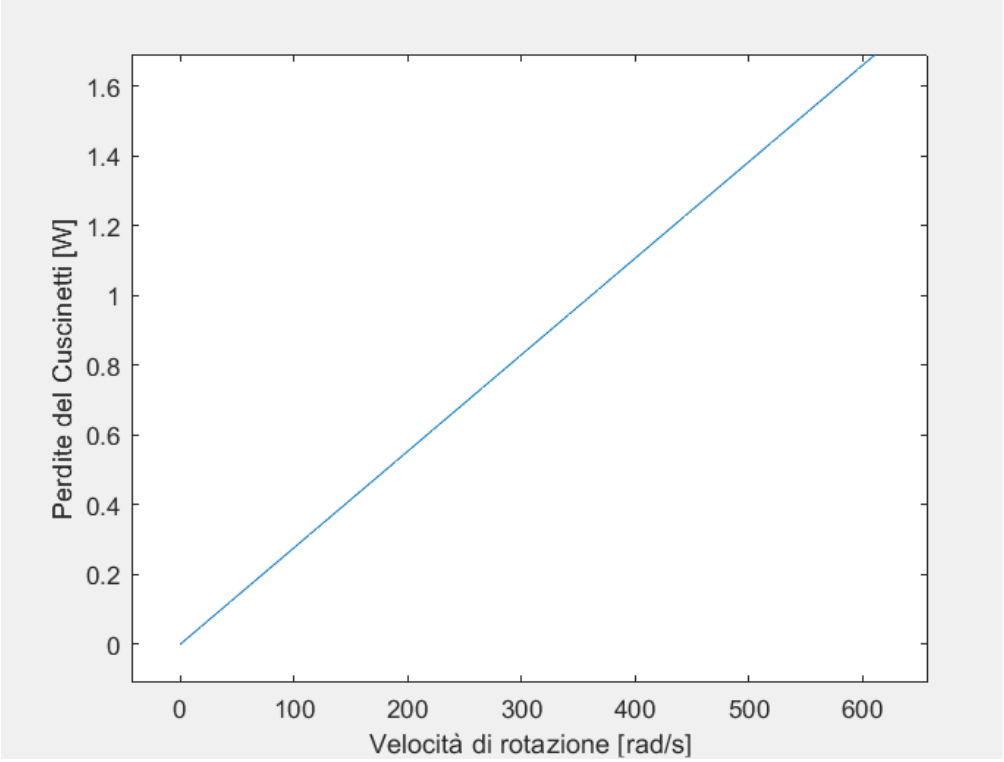

Fig.3.6- Perdite dei cuscinetti del motore IPM

3.3.2 Perdite causate dal vento

La rotazione del rotore cause delle perdite dovute all'attrito di quest'ultimo con l'aria al traferro.

Nel motore a magneti permanenti, IPM, avranno una rilevanza minore rispetto al motore a poli sporgenti, in quanto il rotore del primo è liscio.

Il valore di queste perdite è stato determinato utilizzando il programma agli elementi finiti.

3.4 Perdite addizionali

Per il calcolo delle perdite addizionali è stato utilizzato un metodo empirico:

$$P_{ir_{tot}} = P_{ir_s} + P_{ir_r} = 623 \text{ W (Perdite per isteresi totali)} \tag{3.14}$$

$$P_{mec} = P_{P_{bearing}} + P_w = 12.7 \text{ W (Perdite meccaniche)} \tag{3.15}$$

$$P_{add} = 10\%\left[P_j + P_{ir_{tot}} + P_{mec}\right] = 320 \text{ W (Perdite addizionali)} \tag{3.16}$$

$$P_{loss_{tot}} = \sum P_{los} = 3515 \text{ W (Perdite totali)} \tag{3.17}$$

4. RISULTATI MOTORE IPM

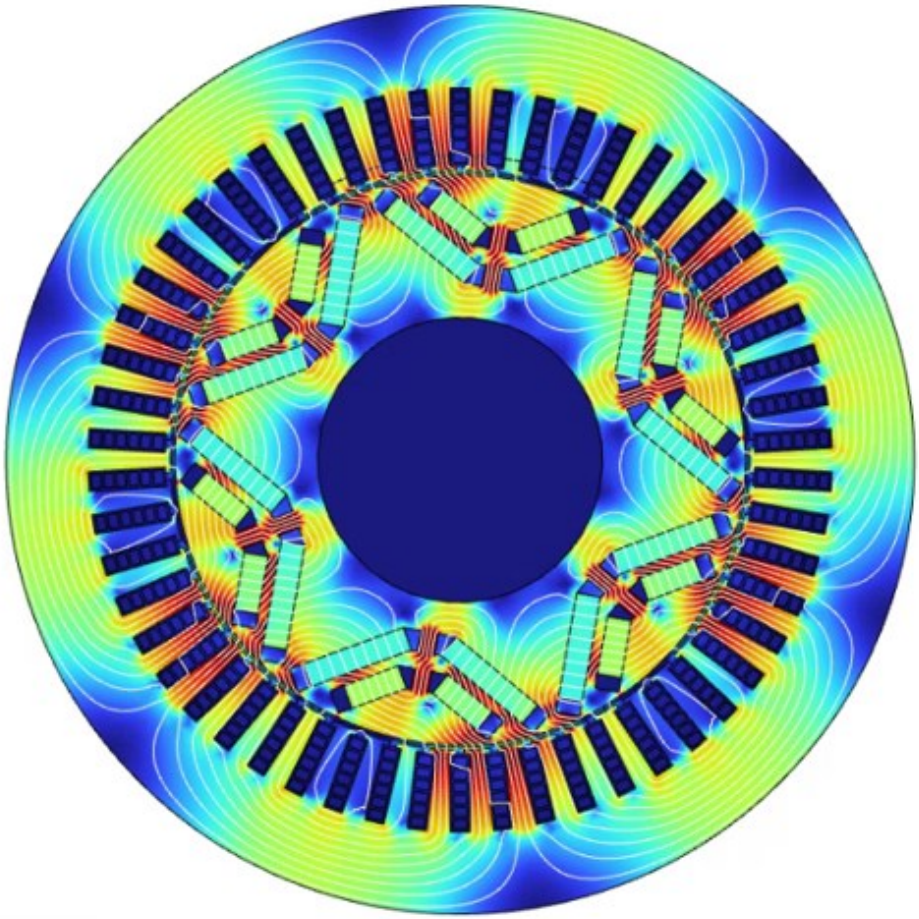

Fig.4.1- Motore IPM

$$P_m = P_n = T_n * \omega_n = 69.7\ kW \tag{4.1}$$

$$\eta = \frac{P_n}{P_n + P_{loss_{tot}}} \cdot 100 = 95.2\% \tag{4.2}$$

$$P_e = P_n/\eta = 73.2\ kW \tag{4.3}$$

$$S_n = \frac{P_e}{cos\phi} = 81.35\ kVA \tag{4.4}$$

Tabella 4..1– Punto di lavoro nominale

Potenze e rendimento	**Valori**
Coppia nominale	111 Nm
Potenza nominale	69.7 kW
Perdite per isteresi	623 W
Perdite Joule	2560 W
Perdite meccaniche	27 W
Perdite Addizionali	323 W
Perdite totali	3533 W
Rendimento	95.17 %
Potenza elettrica	73.2 kW

5. ANALISI TERMICA

Negli ultimi anni, la domanda di motori elettrici con sempre maggiore densità di potenza ha richiesto una particolare attenzione agli aspetti termici di tali macchine. In particolare, la riduzione delle dimensioni, e quindi delle superfici di scambio termico, rende particolarmente problematica la dissipazione del calore. I metodi tradizionali come le casse alettate, i ventilatori per il ricircolo dell'aria e il raffreddamento del gas non sono più sufficienti per le nuove richieste. I sistemi di raffreddamento a liquido stanno diventando sempre più importanti perché la maggiore densità e il calore specifico dei fluidi rispetto ai gas li rende molto più efficaci nella dissipazione del calore. Di seguito sono riportate alcune soluzioni adottate che utilizzano il liquido per il raffreddamento.

- water jackets con vari tipi di design (condotti assiali e circonferenziali) e water jackets statore e rotore;
- raffreddamento sommerso in cui il motore funziona in un ambiente liquido come acqua, olio o una miscela di acqua, olio e aria;
- il raffreddamento a umido del rotore e dello statore è quello in cui un fluido viene trasmesso lungo il traferro della macchina e sulle superfici dell'albero e dell'avvolgimento nelle regioni della copertura terminale della macchina.
- Raffreddamento a spruzzo, quando il fluido di raffreddamento viene fatto passare lungo un foro sull'albero e viene spruzzato direttamente sulla superficie interna degli avvolgimenti a causa delle forze centrifughe;
- Raffreddamento diretto del conduttore, ad esempio, camicia d'acqua slot dove un fluido di raffreddamento scorre attraverso le fessure; è possibile avere condotti interni all'interno della fessura per contenere il fluido, o il fluido scorre tra i conduttori.

Infine, sono stati sviluppati sistemi che sfruttano il cambiamento di fase di un liquido per il raffreddamento. Durante la transizione di fase, infatti, si ottengono coefficienti di scambio termico molto più elevati rispetto ai casi monofase, consentendo una elevata dissipazione del calore anche per modeste differenze di temperatura. La progettazione, l'analisi e l'ottimizzazione dei suddetti sistemi è molto complicata in quanto richiede la

soluzione di un sistema multifisico tridimensionale. Anche se ci sono modelli semplificati e relazioni analitiche, uno studio accurato richiede l'uso di elementi finiti (o simili) software che consentono una soluzione numerica delle equazioni

5.1 Introduzione allo scambio termico per convezione

Per lo studio del trasferimento di calore tramite convezione, determinare il tipo di movimento esercitato dal fluido gioca un ruolo fondamentale. In particolare, vengono identificati due tipi di movimenti:

- flusso laminare, quando gli strati di fluido scorrono uno sopra l'altro in modo ordinato;
- flusso turbolento, quando il fluido si muove caoticamente generando vortici

Nella figura (5.1) si può vedere come un flusso su un piano inizia come laminare e poi diventa turbolento.

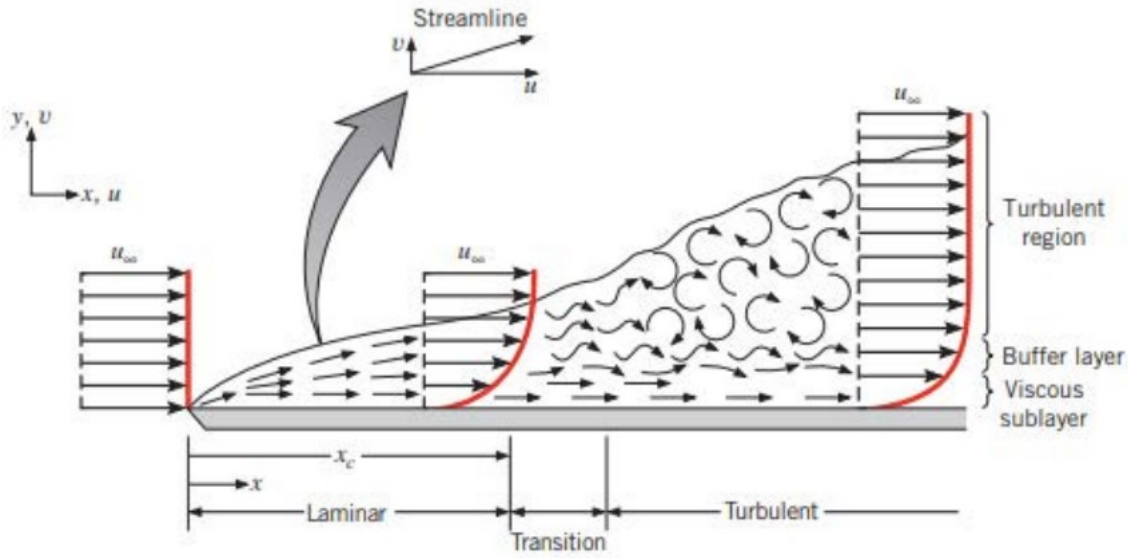

Fig.5.1- Tipi di movimento di un fluido attraverso un piano

Il fluido in movimento utilizzato per rimuovere o dare calore, ha un efficienza maggiore quando il flusso è turbolento in quanto il valore del coefficiente di scambio termico è maggiore rispetto al medesimo coefficiente che si ha con un flusso laminare.

Considerando l'equazioni e i parametri che descrivono fluido, sono molto differenti in base al tipo di moto. Per distinguere i due diversi flussi viene utilizzato il numero di Reynolds. E' un valore adimensionale che esprime la relazione tra le forze inerziali e viscose del fluido.
Il numero di Reynolds può essere calcolato con differenti equazioni basate sulla geometria del condotto, ma la formula generale è la seguente [5]:

$$R_e = \frac{\rho \cdot v \cdot D}{\mu} = v \cdot D \cdot \nu \tag{5.1}$$

Dove:

- ρ è la densità del fluido;
- v è la velocità del fluido;
- D è la principale dimensione geometrica del condotto;
- μ è la viscosità dinamica del fluido;
- $\nu = \frac{\rho}{\mu}$ è la viscosità cinematica del fluido.

Il valore del numero di Reynolds oltre il quale inizia il moto turbolento è chiamato valore critico. Dipende fortemente dalla geometria considerata; per esempio nel caso di un flusso su una piastra piana il valore critico è intorno
$5 \cdot 10^5$. Il nostro caso di interesse è il movimento di un fluido all'interno di una tubazione, per il quale la dimensione principale è il diametro idraulico. È definito come segue:

1. Tubazione Circolare

$$D_{hyd} = 4 \cdot \frac{A}{P} \tag{5.2}$$

Dove:

- A è l'area della sezione della tubazione;
- P è il perimetro bagnato dal fluido.

2. Tubazione rettangolare

$$D_{hyd,rect} = \frac{2 \cdot b \cdot h}{b + h} \tag{5.3}$$

Dove:

- b è la base;
- h è l'altezza.

Quindi per queste tubazioni il tipo di flusso al loro interno è caratterizzato come segue:

- Re<2300 Flusso laminale
- 2300<Re<10000 Flusso sia laminale che turbolento;
- Re>10000 Flusso turbolento.

È conveniente esprimere il numero di Reynolds in funzione della portata nella tubazione invece che della velocità, quindi viene utilizzata la seguente relazione:

$$R_e = \frac{m \cdot D_{hyd}}{A \cdot \mu} \tag{5.4}$$

Per quanto riguarda l'aspetto termico c'è un altro numero tipicamente usato chiamato numero di Nusselt. Esprime la relazione tra il coefficiente di scambio termico per convezione e conduzione.

$$N_u = \frac{h \cdot D}{k} \tag{5.5}$$

Dove:

- h è il coefficiente di scambio termico;
- D è la principale dimensione della tubazione considerata;
- k è conducibilità termica.

Il numero di Nusselt viene solitamente calcolato per tracciare il coefficiente di convezione. Un altro parametro adimensionale ampiamente usato è il numero di Prandtl; esso esprime la relazione tra la tendenza del fluido a immagazzinare calore rispetto alla tendenza a scambiare calore. Dipende solo dalle proprietà del fluido.

$$P_r = \frac{\mu \cdot c_p}{k} \tag{5.6}$$

Dove:

- c_p è il calore specifico a pressione costante

Per gli scambi convettivi all'interno delle condutture, sono state proposte numerose equazioni empiriche per il calcolo del numero di Nusselt. Di seguito sono riportate solo le equazioni utilizzate per l'analisi successiva.

- Equazione di Dittus-Boelter:

$$N_u = 0.023 \cdot R_e^{0.8} \cdot P_r^{0.4} \tag{5.7}$$

Valida per Re>10000. La errore stimato è inferiore al 25 %.

- Equazione di Pethukov:

$$N_u = \frac{\frac{f}{8} \cdot R_e \cdot P_r}{1.07 + 12.7 \cdot \left(\frac{f}{8}\right)^{0.5} \cdot \left(P_r^{\frac{2}{3}} - 1\right)} \tag{5.8}$$

Valida per $10^4 < \mathrm{Re} < 5 \cdot 10^6$. La errore stimato è inferiore al 10 %.

- Equazione di Gnielinsky:

$$N_u = \frac{\frac{f}{8} \cdot (R_e - 1000) \cdot P_r}{1.07 + 12.7 \cdot \left(\frac{f}{8}\right)^{0.5} \cdot \left(P_r^{\frac{2}{3}} - 1\right)} \tag{5.9}$$

Valida per $3 \cdot 10^3 < \mathrm{Re} < 5 \cdot 10^6$. L'errore stimato è inferiore 10 %

Si noti che le proprietà del fluido da cui dipendono i parametri adimensionali sono variabili con la temperatura, pertanto per ottenere stime precise sarà necessario introdurre il valore corrispondente alla temperatura di esercizio. Inoltre si nota che nelle equazioni precedenti vi è il termine f. Il quale è un coefficiente di attrito che rappresenta la resistenza che il fluido incontra nel suo moto, è un fattore che influenza il tipo di flusso assunto dal fluido. Tipicamente, l'equazione di Colebrook è usata per determinare il coefficiente f [5]:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2\log\left(\frac{\frac{\epsilon}{D_{hyd}}}{3.7} + \frac{2.51}{R_e \cdot \sqrt{f}}\right) \tag{5.10}$$

Dove:

- ϵ è il coefficiente di rugosità superficiale.

osservando l'equazione 5.10, si può notare che il coefficiente f è sia l'argomento di una radice quadrata che di un logaritmo, quindi l'equazione non ha una forma esplicita. f può essere determinato risolvendo iterativamente l'equazione dal diagramma di Moody mostrato nella figura 5.2 o dalla seguente equazione di Halland [5].

$$\frac{1}{\sqrt{f}} \cong -1.8\log\left(\left(\frac{\frac{\epsilon}{D_{hyd}}}{3.7}\right)^{1.11} + \frac{6.29}{R_e}\right) \tag{5.11}$$

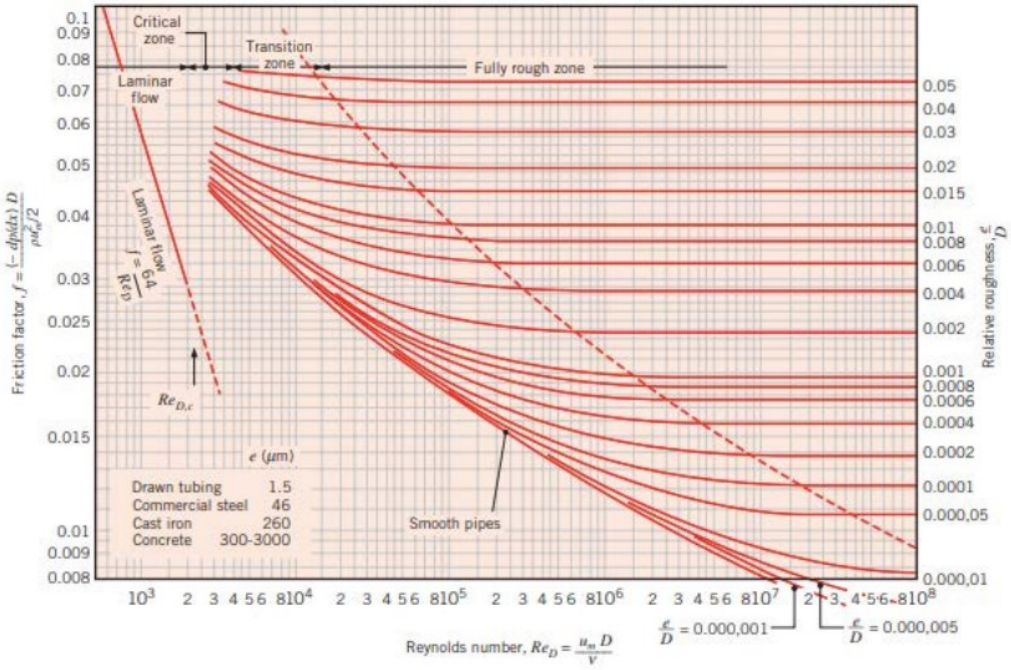

Fig.5.2- Diagramma di Moody

Per tubi lisci f può anche essere calcolato come segue [5]:

$$f = (0.79 \cdot \log(R_e) - 1.64)^{-2} \tag{5.12}$$

Si dovrà anche fornire potenza al fluido per far si che circoli all'interno delle tubazioni

$$\Delta P = \frac{\Delta P \cdot m}{\rho} \tag{5.13}$$

5.2 Flusso interno

Lo studio dei sistemi di raffreddamento a liquido rientra nella categoria dei cosiddetti flussi interni in cui il fluido non può sviluppare liberamente il suo moto ma è costretto in un tubo. Problemi di questo tipo sono molto complicati da studiare analiticamente e spesso richiedono l'adozione di condizioni al contorno appropriate per semplificare lo studio. Quando un fluido a una certa temperatura T, considerato uniforme su tutta la sezione, entra in una conduttura, viene stabilita una regione chiamata regione di ingresso termico figura (5.3). Durante questa fase il coefficiente di convezione h varia

esponenzialmente e assume quindi un valore costante ad una certa distanza dall'ingresso , figura (5.4).

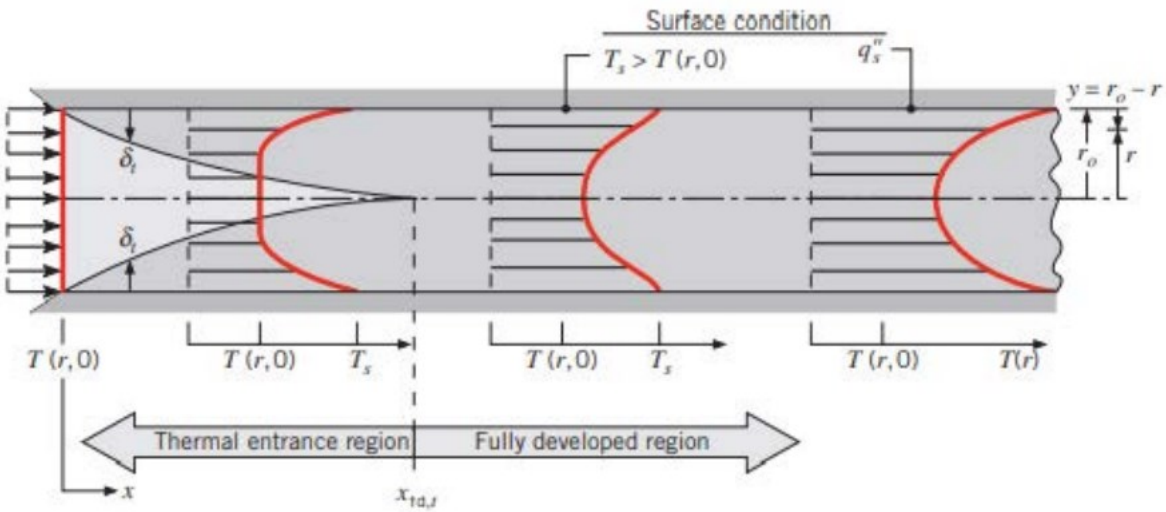

Fig.5.3- Regione termica d'ingresso

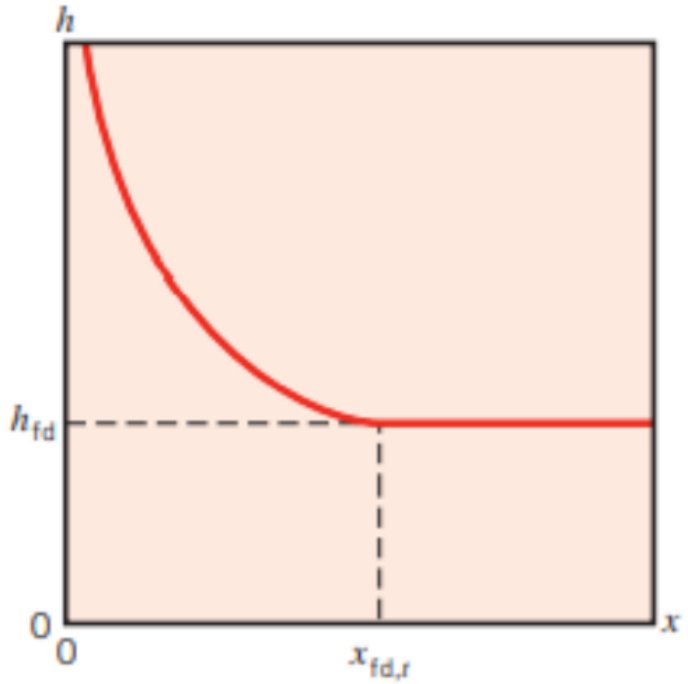

Fig.5.4-Coefficiente h lungo la regione termica d'ingresso

Nel caso del flusso laminare la regione di entrata termica dipende dai numeri di Reynolds e di Prandtl mentre nel caso del moto turbolento è costante e calcolabile con la seguente relazione.

$$\frac{x_{fd,t}}{D_{hyd}} = 10 \tag{5.14}$$

Di solito per i tubi di lunghezza molto maggiore di quella della regione di ingresso termica, h è considerato costante. Supponendo che la temperatura del fluido sia variabile solo lungo la direzione longitudinale del tubo, è possibile ottenere la differenza di temperatura tra ingresso e uscita utilizzando la seguente equazione:

$$Q = m \cdot c_p \cdot (T_{out} - T_{in}) \tag{5.15}$$

Dove:

- Q ò la potenza totale scambiata dal fluido;
- T_{in} and T_{out} è la temperatura di ingresso e di uscita del fluido
- m è la portata.

Il calcolo della differenza di temperatura tra l'ingresso e l'uscita è molto importante per mantenere efficiente il sistema di raffreddamento e per evitare cambiamenti di stato (evaporazione) all'interno del sistema. Infatti, l'equazione (5.15) è spesso usata imponendo una differenza massima di temperatura tra ingresso e uscita e calcolando il flusso di massa del fluido richiesto.

$$m = \frac{Q}{cp \cdot (T_{out} - T_{in})} \tag{5.16}$$

In realtà la temperatura del fluido varia anche lungo la direzione radiale. Infatti, se si considera il caso di un tubo a contatto con una fonte di calore, il fluido all'interno sarà più caldo in superficie e più freddo verso l'interno. Per semplificare il modello analitico, viene calcolata una temperatura media e assegnata all'intera sezione del tubo; può essere calcolata dall'equazione del bilancio energetico.

$$T_{mean} = \frac{\int_{A_S} \rho \cdot C_p \cdot u(r,x) \cdot T(r,c) dA_s)}{m \cdot C_p} \tag{5.17}$$

Applicando l'equazione (5.15) al volume di controllo differenziale della figura (5.5) si ottiene:

$$dQ_{conv} = m \cdot c_p \cdot [(T_{mean} + dT_{mean}) - T_{mean}] \tag{5.18}$$

Altrimenti

$$dQ_{conv} = m \cdot c_p \cdot dT_{mean} \tag{5.19}$$

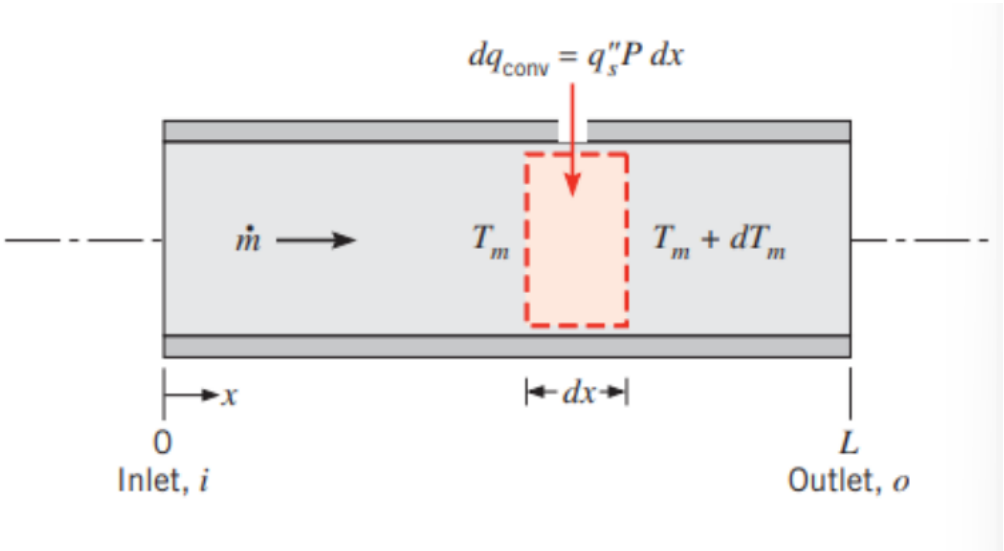

Fig.5.5-Controllo di volume differenziale

Esprimendo tasso di trasferimento del calore per convezione come differenziale si ottiene:

$$dq_{conv} = q''_s \cdot P \cdot dx \tag{5.20}$$

Dove:

- P è il perimetro di superficie.

Si ottiene quindi:

$$\frac{dT_{mean}}{dx} = \frac{q''_s \cdot P}{m \cdot c_p} = \frac{P \cdot h \cdot (T_s - T_{mean})}{m \cdot c_p} \tag{5.21}$$

L'equazione (5.21) permette di determinare il profilo di variazione della temperatura del fluido lungo la direzione longitudinale. Considerare sia il flusso di calore che la temperatura superficiale come dipendenti dalla variabile x renderebbe l'equazione complicata da risolvere. Per questo motivo vengono considerate due situazioni più semplici ma comunque molto frequenti: flusso termico costante e temperatura superficiale costante.

5.2.1 Flusso termico costante

Partendo dall'equazione (5.21), la quale può essere risolta come:

$$T_{mean}(x) = T_{mean,i} + \frac{q_s'' \cdot P}{m \cdot c_p} \cdot x \tag{5.22}$$

Di conseguenza, la temperatura media varia linearmente con x lungo il tubo figura (5.6). Inoltre, ci aspettiamo anche che la differenza di temperatura ($T_s - T_{mean}$) varia con x, come mostrato nella figura (5.6). Questa differenza è inizialmente piccola (a causa del grande valore di h vicino all'ingresso) ma aumenta con l'aumentare di x a causa della diminuzione di h che si verifica mentre si sviluppa lo strato limite. Tuttavia, nella regione pienamente sviluppata h è indipendente da x. Ne consegue che ($T_s - T_{mean}$) deve anche essere indipendente da x in questa regione. Va notato che, se il flusso di calore non è costante ma è invece una funzione nota di x, l'equazione (5.21) può ancora essere integrata per ottenere la variazione della temperatura media con x.

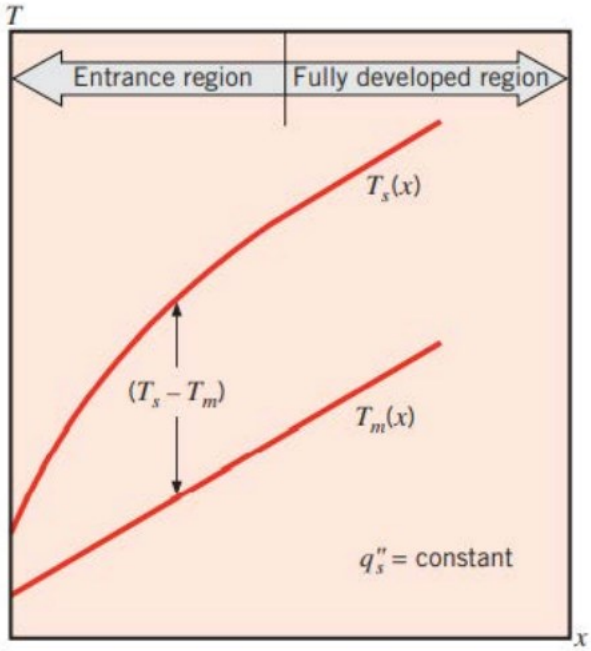

Fig.5.6-Variazione assiale della temperatura lungo una tubazione con flusso termico costante

5.2.2 Temperatura superficiale costante

Partendo dall'equazione (5.21), la quale può essere risolta come:

$$\frac{dT_{mean}}{dx} = -\frac{d(\Delta \mathrm{T})}{\mathrm{dx}} = \frac{P \cdot h \cdot \Delta T}{m \cdot c_p} \tag{5.23}$$

Dove:

- $\Delta T = T_s - T_{mean}$

O

$$\ln\left(\frac{\Delta T_0}{\Delta T_i}\right) = -\frac{P \cdot L}{m \cdot c_p} \cdot \left(\frac{1}{L} \cdot \int_0^L h \cdot dx\right) \tag{5.24}$$

Risolvendo l'equazione (5.23) si ottiene;:

$$\frac{T_s - T_{mean}(x)}{T_s - T_{mean,i}} = e^{-\frac{P \cdot x \cdot h(x)}{m \cdot cp}} \tag{5.25}$$

La differenza di temperatura ($T_s - T_{mean}$) diminuisce in modo esponenziale con la distanza lungo il tubo, figura (5.7).

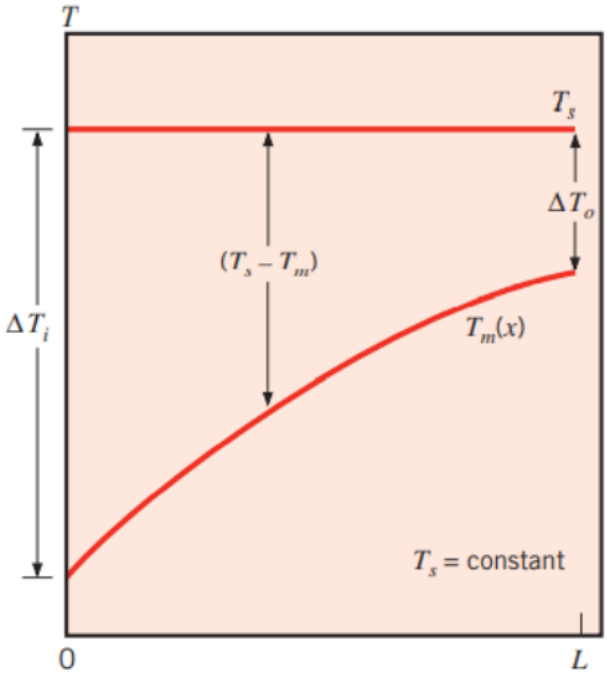

Fig.5.7-Variazione assiale della temperature lungo una tubazione con temperatura superficiale costante

La determinazione di un'espressione per il tasso totale di trasferimento del calore q_{conv} è complicata a causa della natura del decadimento della temperatura. Esprimendo l'equazione (5.19) nella forma:

$$q_{conv} = m \cdot c_p \cdot -\left[\left(T_s - T_{mean,i}\right) - \left(T_s - T_{mean,o}\right)\right] = m \cdot c_p \cdot [\Delta T_i - \Delta T_o] \qquad (5.26)$$

Sostituendo $m \cdot c_p$ dall'equazione (5.24) si ottiene:

$$q_{conv} = h \cdot A_s \cdot \Delta T_{lm} \qquad (5.27)$$

Dove:

- $\Delta T_{lm} = \frac{\Delta T_o - \Delta T_i}{ln\frac{\Delta T_o}{\Delta T_i}}$ si chiama differenza di temperatura media logaritmica.

L'equazione (5.27) è una forma della legge di Newton per il raffreddamento dell'intera tubazione, e ΔT_m è la media della differenza di temperatura sulla lunghezza del tubo. La

natura logaritmica di questa differenza di temperatura media (al contrario, ad esempio, di una differenza di temperatura media aritmetica) è dovuta alla natura esponenziale del decadimento di temperatura.

5.3 Analisi del Sistema di raffreddamento della macchina

Vengono analizzate due configurazioni per la cooling jacket, una con flusso del fluido tangenziale e una con flusso longitudinale. Entrambi sono mostrati in figura (5.8) [6].

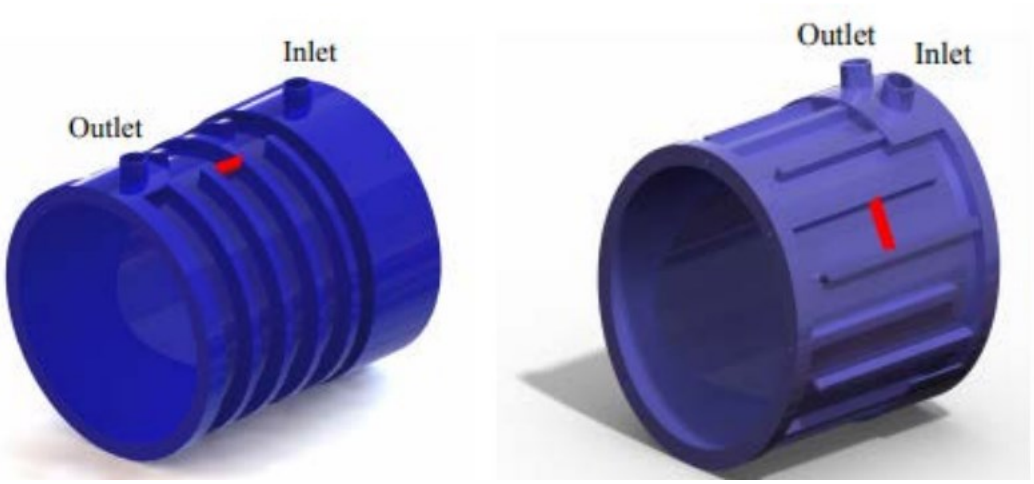

Fig.5.8-Geometrie dei sistemi di raffreddamento

(a) Tangential flow (b) Longitudinal flow

Come liquido refrigerante viene utilizzata una miscela composta dal 50% d'acqua e 50% di Glycol e la temperatura d'ingresso della miscela è pari a $T_{in} = 65°C$, mentre la velocità del refrigerante è di $v = 2.15\,\frac{m}{s}$.

Nella tabella 5.1 sono riportati i parametri utili relativi alla miscela refrigerante

Tabella 5.1– Parametri miscela di raffreddamento

	Densità $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$	**Calore specifico** $\left[\frac{kJ}{kg \cdot k}\right]$	**Conducibilità termica** $\left[\frac{W}{m \cdot k}\right]$	**Viscosità dinamica** $\left[N \cdot \frac{s}{m^2}\right] \cdot 10^{-3}$
Miscela a 60°C	1057	3.41	0.394	1.59

Per l'analisi l'unica grandezza geometrica di cui avremo bisogno è il diametro interno della tubazione,

$D_{it} = 0.01\ m.$

Le perdite totali dello statore sono imposte nell'analisi come flussi termici superficiali che si muovono dallo statore verso l'esterno. Per ottenere questi flussi si applica la seguente equazione:

$$Q_{flux} = \frac{P_{stator}}{\pi \cdot D_{ext} \cdot L_{stk}} \tag{5.28}$$

Dopodiché attraverso il seguente script matlab viene determinato il coefficiente di scambio termico h.

```
v=linspace(0,10,145);
D=0.01; % [m]
m=D^2/4*pi.*v; % [m^3/s]
Tin=65; % [c]
cp=3410; % [J/kgk]
k=0.394; % [W/mk]
mu=1.59*10^-3; % [kg/ms]
rho=1057; % [kg/m^3]

% Hydraulic diamiter
A=pi*D^2/4;
P=pi*D;
Dhy=4*A/P;
% Reynolds number
Re=m.*Dhy.*rho./(A*mu);
%
f=(0.79.*log(Re)-1.64).^-2;
%
Pr=mu*cp/k;
%%% Nusselt
% Dittus-Boelter
Nu_d=0.023.*Re.^0.8.*Pr^0.4;
% Pethukov equation
```

```
Nu_p=(f./8.*Re.*Pr)./(1.07+12.7.*(f./8).^0.5.*(Pr^(2/3)-1));
% Gnielinsky equation
Nu_g=(f./8.*(Re-1000).*Pr)./(1.07+12.7.*(f./8).^0.5*(Pr^(2/3)-1));
%%% Thermal convection coefficient
% Dittus-Boelter
h_d=Nu_d.*k/Dhy;
% Pethukov equation
h_p=Nu_p.*k/Dhy;
% Gnielinsky equation
h_g=Nu_g.*k/Dhy;
% h_p value that i want take
h_p1=Nu_p(32)*k/Dhy;

% Creazione del grafico
figure;
hold on;
plot(v, Nu_d, 'r','LineWidth', 2, 'DisplayName','Dittus-Boelter');
plot(v, Nu_p, 'g','LineWidth', 2, 'DisplayName', 'Pethukov ');
plot(v,Nu_g,  'b','LineWidth', 2, 'DisplayName', 'Gnielinsky');
hold off;

% Aggiunta delle etichette e della legenda
xlabel('Velocità[m/s]');
ylabel('numero di Nusselt');
legend('show');

% Creazione del grafico
figure;
hold on;
plot(v, h_d, 'r','LineWidth', 2, 'DisplayName','Dittus-Boelter');
plot(v, h_p, 'g','LineWidth', 2, 'DisplayName', 'Pethukov ');
plot(v,h_g,  'b','LineWidth', 2, 'DisplayName', 'Gnielinsky');
hold off;

% Aggiunta delle etichette e della legenda
xlabel('Velocità[m/s]');
ylabel('h [W/m^2*k]');
legend('show');
```

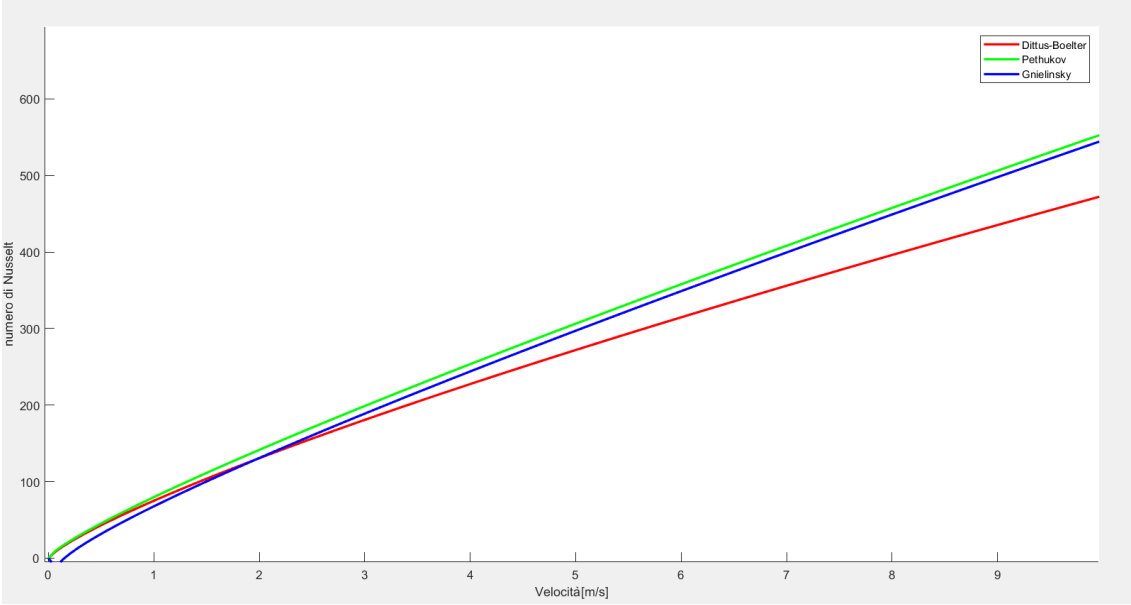

Fig.5.9-Andamento del valore di Nusselt al variare della velocità

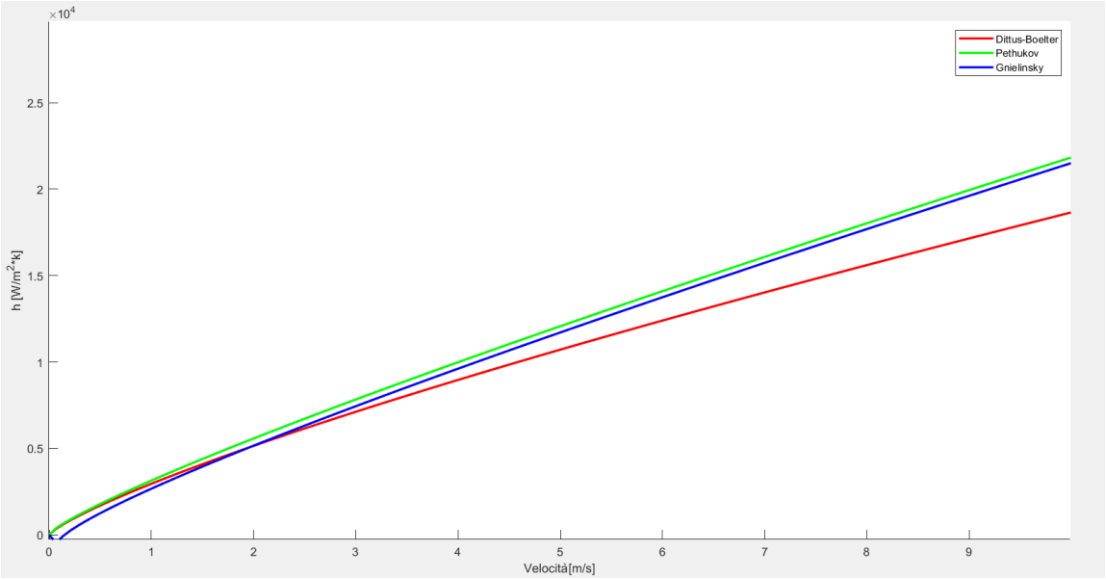

Fig.5.10- Andamento del coefficiente di scambio termico al variare della velocità

Dato che si usano tre valori di Nusselt diversi si avranno anche 3 diversi valori di h, verrà utilizzato quello ottenuto tramite l'equazione di Pethukov.

Quindi è stato ricavato il valore del coefficiente di scambio termico:

$$h = \frac{N_u \cdot k}{D_{hyd}} = 5930 \frac{W}{m^2 \cdot K} \tag{5.28}$$

Dopo aver determinato il valore del coefficiente di scambio termico l'analisi termica viene eseguita con il programma agli elementi finiti inserendo la temperatura esterna di statore e il valore h. Il calore prodotto dal motore viene simulato inserendo il valore delle perdite precedentemente trovate nelle varie parti della macchina. E utilizzando analisi precedentemente eseguita per determinare le perdite meccaniche nella sezione 3.3.2 si determina l'impatto nella trasmissione del calore, della massa d'aria spostata dal rotore in rotazione.

Per quanto riguarda i materiali presenti nella macchina, in particolare, gli isolatori elettrici sono le parti più delicate e non sono in grado di tollerare elevate sollecitazioni termiche. La capacità di un isolatore di resistere alla temperatura viene valutata secondo la norma IEC60034-1 che divide gli isolatori in classi termiche (tabella 5.2) [7]. Ovviamente, le classi con maggiore tolleranza sono più costose. Stiamo considerando che la classe termica isolante è H.

Tabella 5.2- Massima temperature di esercizio per diversi isolanti

Thermal class	**Temperature [°C]**
Y	*90*
A	105
E	120
B	130
F	155
H	180
200	200
220	220
250	250

5.4 IPM Analisi termica

I parametri termici del rame, dell'isolante, del M330 e dei magneti sono fissati. La tabella 5.3 elenca la conducibilità termica di questi materiali.

Tabella 5.3-Conducibilità termica dei materiali utilizzati

Materiali	**Conducibilità termica** $\left[\frac{W}{m \cdot k}\right]$
Rame	386
Insolante	0.21
M330	23
PM	7

La figura (5.11) mostra i risultati dell'analisi termica della macchina.

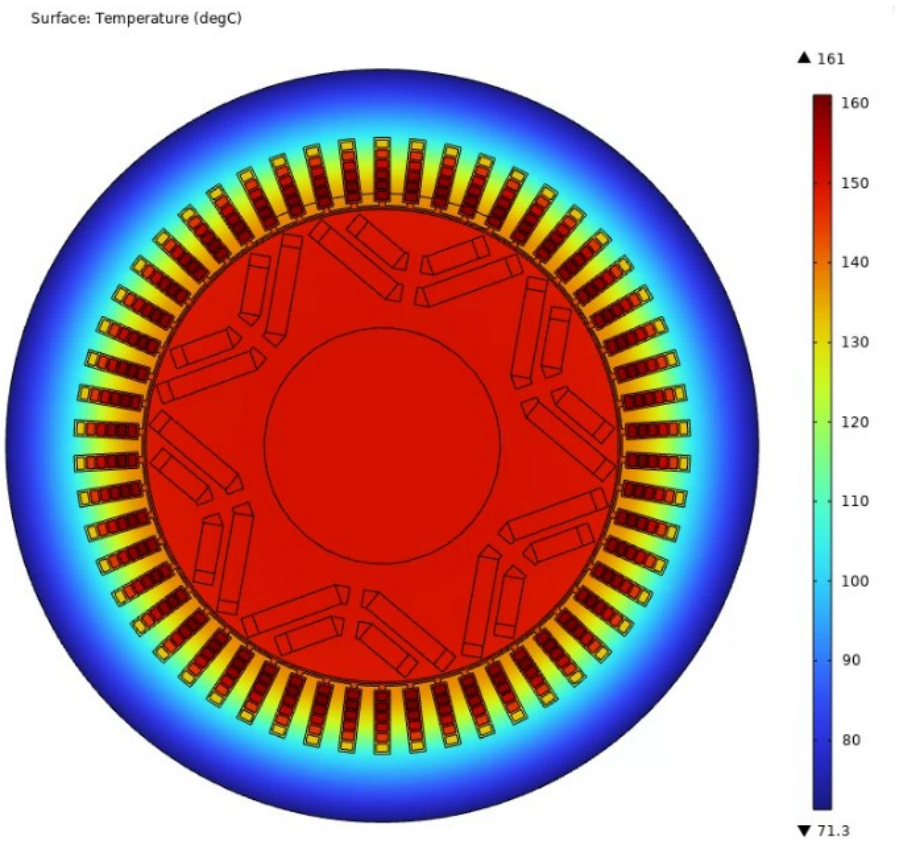

Fig.5.11-IPM risultati dell'analisi termica

Come ci si aspettava i punto maggiormente critici sono quelli degli isolanti dell'avvolgimento di statore.
La massima temperatura che troviamo in questi punti è di 165 °C, quindi al disotto di quella critica del isolante.
Quindi il punto nominale di lavoro di questo motore, determinato precedentemente, ha validità anche dal punto di vista termico.

6. MOTORE SINCRONO A POLI SPORGENTI

Partendo dai dati iniziali presentati in (1.1), verrà presentato il metodo di progettazione del motore sincrono a poli sporgenti.

6.1 Progettazione del rotore

Viene scelta un induzione al traferro di:

$$B_g = 1.1\,T \tag{6.1}$$

Quindi si otterrà un flusso magnetico al traferro:

$$\Phi g = \frac{Bg \cdot Lstk \cdot Di}{p} = 5.35\,mWb \tag{6.2}$$

Per i poli del rotore è stato deciso che ognuno di essi deve occupare 140° elettrici (θ_m^e). Verrà quindi studiato metà polo, perciò da 0° a 70° elettrici.

$$\theta_m = \frac{\theta_m^e}{p} \text{ (angolo meccanico che occupa un polo)} \tag{6.3}$$

Le scarpe polari sono state opportunamente sagomate per avere un andamento sinusoidale della componente radiale dell'induzione pur avendo una forza magnetomotrice rettangolare. Infatti, dipende dal l'angolo θ_m in modo che l'induzione al traferro sia ottenuta come:

$$b_0(\theta_m^e) = \frac{\mu_0}{g(\theta_m^e)} \cdot m_e(\theta_m^e) \tag{6.4}$$

$$g(\theta_m^e) = \frac{go}{cos\,\theta_m^e} \tag{6.5}$$

Tabella 6.1– Spessore del traferro lungo il polo

θ_m^e	θ_m	$g(\theta_m^e) = go/\cos\theta_m^e$
0	0	1
7	7/p	1.0075
14	14/p	1.03
21	7	1.071
28	28/p	1.133
35	35/p	1.22
42	42	1.346
49	49/p	1.524
56	56/p	1.789
63	11	2.203
70	70/p	2.923

Per determinare le dimensioni del polo di rotore viene imposta l'induzione massima in quest'ultimo pari a $B_p = 1.9\ T$.

Da formule empiriche possiamo determinare che:

$$\Phi_p \approx \Phi_g = 5.35\ mWb \tag{6.6}$$

$$Sp = \frac{\Phi p}{Bp} = 2.81 \cdot 10^{-3} m^2 \text{ (surface of pole)} \tag{6.7}$$

$$lp = \frac{Sp}{Lstk} = 23\ mm \tag{6.8}$$

Ma il valore scelto per la larghezza del polo è $lp = 19.5\ mm$.

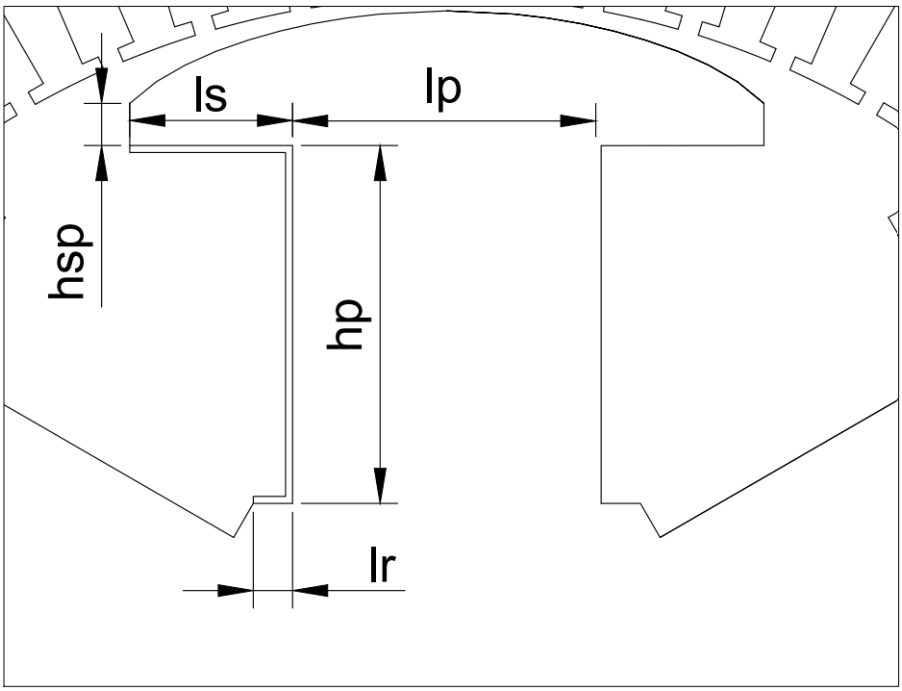

Fig.6.1- Geometria del rotore

Tabella 6.2– Geometria del rotore

Rotore-M330		
g_0	1 mm	Traferro minimo
lp	19.5 mm	Larghezza del polo
hsp	2.5 mm	Altezza della scarpa polare
hp	25 mm	Altezza del polo
ls	11.86 mm	
lr	3.63 mm	

Tra il ferro di rotore e l'avvolgimento vi è un isolante di 0,5 mm di spessore.
Quindi abbiamo una superficie per avvolgimento rotore pari a $215\ mm^2$. Consideriamo un $k_{fill} = 0.6$, quindi la superficie utile è $130\ mm^2$. Nella tabella (6.3) si posso osservare le dimensioni del conduttore scelto.

Tabella 6.3– Dimensioni conduttore

Conduttore in rame		
d_{cr}	0.71 mm	Diametro conduttore in rame
S_{cr}	$0.8\ mm^2$	Superfice conduttore
d_{is}	$0.75\ mm$	Diametro conduttore considerando l'isolante

Perciò è possibile determinare con la seguente formula il numero di conduttori in mezzo polo:

$$N_e = \frac{130}{S_{cr}} = 162\ conductor \tag{6.9}$$

6.2 Correnti di statore e rotore

Di seguito viene verrà esposto il metodo utilizzato per determinare le correnti trifase di statore e la corrente Dc di rotore.

6.2.1 Permeanza al traferro

Di fondamentale importanza, per il proseguimento della discussione, è la conoscenza della permeanza al traferro. In particolare, si vuole trovare un metodo analitico che permetta di calcolarla rapidamente, semplicemente conoscendo alcuni parametri geometrici della macchina, senza ricorrere all'uso di un programma ad elementi finiti.
La permeabilità al traferro di una macchina sincrona con poli sporgenti può essere vista come il risultato di due contributi:

• Il contributo relativo all'apertura di cave di statore.

• Il contributo dei poli del rotore.

Con la macchina sincrona a poli saliente l'approccio più efficace è quindi quello di trattare i singoli contributi separatamente, ottenendo espressioni analitiche distinte, e infine trovando la permeanza risultante unendo i singoli componenti.

6.2.1.1 Contributo relativo all'apertura di cave di statore

Per ottenere la permeabilità all'aria al traferro tenendo conto del contributo dovuto alla presenza delle cave di statore, viene introdotta la funzione $\lambda S_a(\theta)$.
Ecco l'espressione analitica della funzione appena menzionata:

$$\lambda S_a(\theta) = \mu_0 \cdot g[1 - \beta - \beta \cdot \cos(2\pi \cdot w_{s01} \cdot \theta)] \qquad \forall -\frac{w_{s0}}{2} < \theta < \frac{w_{s0}}{2} \tag{6.10}$$

$$\lambda S_a(\theta) = \frac{\mu_0}{g} \qquad \forall\ else \tag{6.11}$$

Dove:

- g : Spessore del traferro
- θ : Coordinata angolare
- β : Caduta di tensione dovuta all'apertura di cava
- w_{s01} : Apertura di cava
- w_{s0} : Effettiva apertura di cava
- τ_s : Passo di cava
- h_s : Altezza di cava

In particolare, per calcolare β e w_{s01} vengono utilizzate le seguenti formule:

$$\beta = \frac{1}{2} - \frac{1}{\sqrt{4 + \left(\frac{w_s}{g}\right)^2}} \tag{6.12}$$

$$w_{s01} = w_{s0} \cdot [1 + (0.8 + 10^{-4} \cdot \left(\frac{w_{s0}}{g} - 6\right)^4) \cdot e^{\frac{1}{8.5} \cdot \left(\frac{w_{s0}}{g} - 0.9\right)}] \tag{6.13}$$

Per calcolare il contributo di permeanza dovuto all'apertura di cava dello statore, si considera che lo spessore al traferro è costante.

6.2.1.2 Contributo relativo ai poli di rotore

A questo punto è necessario valutare il contributo della permeanza legato ai poli salienti di rotore. In questo caso è necessario prestare attenzione alla variazione dell'ampiezza dell'aria al traferro. Infatti, c'è un aumento non solo nello spazio tra i poli, ma anche nelle scarpe polari, dovuta alla sagomatura delle scarpe polari la quale è molto importante perché permette, se fatta in modo appropriato, di ottenere andamento dell'induzione al traferro sinusoidale. Al fine di valutare la permeabilità legata ai poli del rotore è necessario fare un'ulteriore distinzione. Il contributo di permeanza è valutato considerando separatamente l'area tra due scarpe polari e l'area circostante.

6.2.1.2.1 Permeanza alla scarpa polare

Dalla figura 6.2 si osservano i diversi parametri geometrici relativi alla scarpa polare necessari per lo studio.

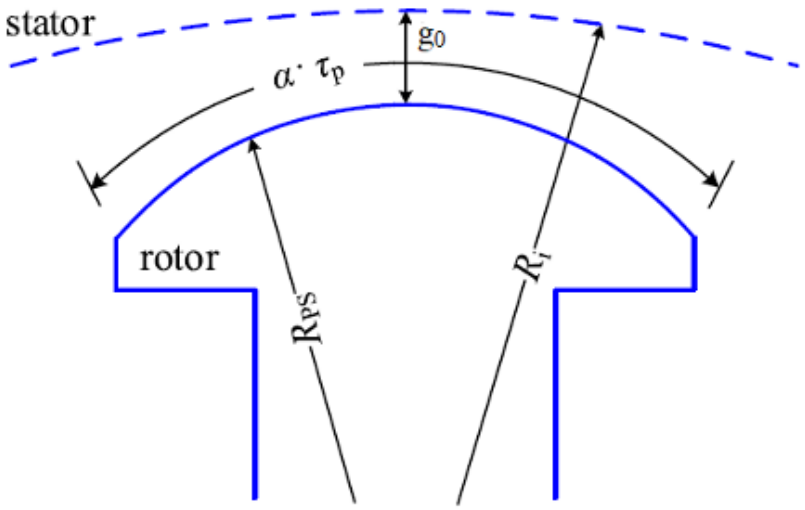

Fig.6.2-Geometria di un polo saliente di rotore

Dove:

- go: Spessore minimo dell'aria al traferro
- Ri: Raggio interno di statore
- Rps: Raggio della scarpa polare

- τ_p: Passo polare di rotore
- $\alpha \cdot \tau_p$: Passo polare di rotore in radianti

La permeanza alle scarpe polari è valutata come segue:

$$\lambda_{Sp}(\theta) = \frac{\mu_0}{g(\theta)} \qquad \forall -\frac{w_{s0}}{2} < \theta < \frac{w_{s0}}{2} \tag{6.14}$$

Dall'equazione si nota, come sottolineato sopra, che la permeanza alle scarpe polari del rotore dipende dalla coordinata angolare θ. Di conseguenza, anche la permeabilità lungo la scarpa polare non sarà costante. Il valore di $g(\theta)$ viene preso dall'equazione (6.5).

6.2.1.2.2 Permeanza tra 2 poli di rotore

Sono riportate espressioni matematiche derivate da varie analisi FEM, al fine di calcolare il contributo della permeanza all'traferro nelle regioni tra i poli del rotore. È necessario innanzitutto valutare il valore minimo di permeabilità presente in queste regioni.

$$\Lambda_{min}PG = \frac{\mu_0}{g}(1 - 2\beta_{PG}) \tag{6.15}$$

Dove:

$$\beta_{PG} = \frac{1}{2} - \frac{1}{\sqrt{4 + \left(\frac{b_{sp}}{g}\right)^{1.685}}} \tag{6.16}$$

$$b_{sp} = (1 - \alpha)\tau_p \cdot (\frac{D_i}{2} - g) \tag{6.17}$$

A questo punto, per valutare il contributo di permeanza in corrispondenza delle regioni tra i poli del rotore, vengono utilizzate due funzioni, che a loro volta sono divise in tre parti. Infine, è già stato esplicitato per il contributo legato alle aperture di cava statore, verrà fatta una somma ponderata per ottenere la permeanza risultante. Le due sotto-funzioni possono essere espresse come segue:

$$\lambda_{aSp}(\theta)\begin{cases}\dfrac{\mu_0}{g\left(\frac{w_{s0}}{2}\right)}(1-\beta_{sp}\cdot X_{a1}) & \forall \quad \dfrac{w_{s0}}{2}<\theta<\dfrac{\tau_p}{2} \quad (6.18)\\ \dfrac{\mu_0}{g(\theta)} & \forall \quad -\dfrac{w_{s0}}{2}<\theta<\dfrac{w_{s0}}{2} \quad (6.19)\\ \dfrac{\mu_0}{g\left(\frac{w_{s0}}{2}\right)}(1-\beta_{sp}\cdot X_{a2}) & \forall \quad -\frac{\tau_p}{2}<\theta<-\frac{w_{s0}}{2} \quad (6.20)\end{cases}$$

$$\lambda_{bSp}(\theta)\begin{cases}\dfrac{\mu_0}{g\left(\frac{w_{s0}}{2}\right)}(1-2\beta_{sp}\cdot X_{b1}) & \forall \quad \dfrac{w_{s0}}{2}<\theta<\dfrac{\tau_p}{2} \quad (6.21)\\ \dfrac{\mu_0}{g(\theta)} & \forall \quad -\dfrac{w_{s0}}{2}<\theta<\dfrac{w_{s0}}{2} \quad (6.22)\\ \dfrac{\mu_0}{g\left(\frac{w_{s0}}{2}\right)}(1-2\beta_{sp}\cdot X_{b2}) & \forall \quad -\dfrac{\tau_p}{2}<\theta<-\dfrac{w_{s0}}{2} \quad (6.23)\end{cases}$$

Dove:

$$X_{a2}=1+\cos\left(\frac{2\pi}{w_{go}}\cdot\left(\theta+\frac{\tau_p}{2}\right)\right) \tag{6.24}$$

$$X_{b1}=1-\sin\left(\frac{\pi}{w_{go}}\cdot\left(\theta-\frac{\tau_p}{2}\right)\right)^{10} \tag{6.25}$$

$$X_{b2}=1-\sin\left(\frac{\pi}{w_{go}}\cdot\left(\theta+\frac{\tau_p}{2}\right)\right)^{10} \tag{6.26}$$

$$\beta_{SP}=\frac{1}{2}\left(1-\frac{\Lambda_{min,PG}}{\lambda\left(\frac{w_{s0}}{2}\right)}\right) \tag{6.27}$$

$$w_{g0}=\tau_p-w_{s0} \tag{6.28}$$

$$\lambda_{SP}(\theta)=a_{SP}\cdot\lambda_{aSP}(\theta)+(1-a_{SP})\cdot\lambda_{bSP}(\theta)$$

A questo punto è possibile trovare il contributo di permeanza legato ai poli del rotore aggiungendo, in modo ponderato, i contributi ottenuti dall'equazione (6.18) e il (6.23).

$$\lambda_{SP}(\theta) = a_{SP} \cdot \lambda_{aSP}(\theta) + (1 - \mathrm{a_{SP}}) \cdot \lambda_{\mathrm{bSP}}(\theta) \tag{6.29}$$

Il fattore a_{SP} utilizzato per pesare i due contributi di permeanza è determinato come segue:

$$a_{SP} = 5\alpha^2 - 3.97\alpha + 0.6135 \tag{6.30}$$

Pertanto, è stato introdotto un metodo analitico per calcolare il contributo della permeanza legata ai poli salienti del rotore.

6.2.1.3 Somma dei contributi di permeanza

Si è appena visto come sia possibile valutare, utilizzando un approccio analitico, i contributi di permeabilità dell'aria al traferro legati alla presenza delle cave dello statore e alla presenza dei poli del rotore. A questo punto è necessario essere in grado di combinare in modo appropriato questi due contributi per ricavare la permeanza dell'aria al traferro risultante. Il primo passo consiste nel valutare λ_s e λ_{SP} con le formule analitiche introdotte in precedenza, dopodiché questi valori sono riportati ad una distanza che è la metà della larghezza del traferro considerata finora. A tale riguardo, è sufficiente applicare le seguenti formule:

$$\lambda_S^* = \frac{\frac{2\mu_0}{g} \cdot \lambda_s}{\frac{2\mu_0}{g} - \lambda_s} \tag{6.31}$$

$$\lambda_{SP}^* = \frac{\frac{2\mu_0}{g} \cdot \lambda_{SP}}{\frac{2\mu_0}{g} - \lambda_{SP}} \tag{6.32}$$

Infine, per ottenere la permeanza risultante è sufficiente fare la serie dei singoli contributi di permeanza riferita allo spessore medio del traferro, λ_S^* e λ_{SP}^*

$$\lambda_{ris} = \frac{\lambda_S^* \cdot \lambda_{SP}^*}{\lambda_S^* + \lambda_{SP}^*} \tag{6.33}$$

Attraverso il seguente script Matlab appositamente creato

```
% data statore

De=0.188;
Di=0.120;
Dr=0.118;
Lstk=0.122;
Qs=54;
Sc=0.000006;
ns=6;
ws0=0.0015;
ws=0.004;
hso=0.001;
hs=0.016;
wt=0.003;
hbi=0.017;
Kpack=0.96;
cosfi=0.9;
g=0.001;
p=3;
Sc=6;
m=3;
npp=2;
mu0=4*pi*10^-7;
wt_3=((pi*(Di+2/3*hs))/Qs)-ws;
Dbi=Di+2*hs+hbi;
lbi=pi*Dbi/(2*p);
Bp=1.9;
ps=pi*Di/Qs;
Ns=54;

%Data Power
fi=acos(0.9);
n_1=0.95;
Sn=5000;
Vn=75;
f=300;

% Contributo di permeanza a traferro dovuto alla presenza delle cave di
% statore

eulero = exp(1);
beta=1/2-1/sqrt(4+(ws0/g)^2);
ws0_r=ws0*(1+(0.8+10^-4*(ws0/g-6)^4)*eulero^(-1/8.5*(ws0/g-0.9)));
theta=linspace(-ps/2,ps/2,110);
```

```
lambda_s=zeros(size(theta));

for i = 1:length(theta)
    val= theta(i);
    if val>=-ws0_r/2 && val<=ws0_r/2
lambda_s(i)=mu0/g*(1-beta-beta*cos(2*pi*val/ws0_r));
    else
        lambda_s(i)=mu0/g;
    end
end


sigma=linspace(-60,60,1980);
rip=18;
lambda_s_rip=repmat(lambda_s,1,rip);
% Grafico l'andamento della permeanza rispetto una cava
figure;
plot(sigma,lambda_s_rip);
xlabel('Theta');
ylabel('H/m^2');
legend('Permeanza di un passo di cava', 'Vettore Modificato');
grid on;
%grafico su 360 gradi elettrici
figure
plot(theta,lambda_s);
xlabel('passo di cava');
ylabel('H/m^2');
legend('permeanza in 360° elettrici rispetto ad una cava', 'Vettore
Modificato');
grid on;

%Permeanza in corrispondenza delle scarpe polari
theta_r=linspace(-70*pi/180,70*pi/180,330);
g_r=g./cos(theta_r);
lambda_r=mu0./g_r;
% Grafico la permeanza rispetto alla scarpa polare
figure;
plot(lambda_r, 'r', 'LineWidth', 2); % Vettore modificato in rosso
hold off;

xlabel('g_r');
ylabel('H/m^2');
legend('Vettore Originale', 'Vettore Modificato');
grid on

% Permeanza a traferro tra i poli salienti di rotore

tau_p=pi*Dr/(2*p);
bsp=1-(140/3)*tau_p*(Dr-g);
beta_pg=1/2-1/sqrt(4+(bsp/g)^1.685);
Lambda_min_pg=mu0/g*(1-2*beta_pg);
bp0 =0.045213;
bg0=tau_p-bp0;
theta_rs=linspace(-tau_p/2,tau_p/2,990);
beta_sp=1/2*(1-Lambda_min_pg./lambda_r(21));
theta_rs2=linspace(-tau_p/2,-bp0/2,330);
theta_rs1=linspace(bp0/2,tau_p/2,330);
```

```
Xa1=1+cos(2*pi/bg0.*(theta_rs1-tau_p/2));
Xa2=1+cos(2*pi/bg0.*(theta_rs2+tau_p/2));

for i = 1:length(theta_rs2)
lambda_a_sp2(i)=mu0/g_r(330)*(1-beta_sp*Xa2(i));
end

for i = 1:length(theta_rs1)
lambda_a_sp1(i)=mu0/g_r(330)*(1-beta_sp*Xa1(i));
end

lambda_a_sp=[lambda_a_sp2,lambda_r,lambda_a_sp1];

Xb1=1-sin(pi/bg0.*(theta_rs1-tau_p/2)).^10;
Xb2=1-sin(pi/bg0.*(theta_rs2+tau_p/2)).^10;

for i = 1:length(theta_rs2)
lambda_b_sp2(i)=mu0/g_r(330)*(1-2*beta_sp*Xb2(i));
end

for i = 1:length(theta_rs1)
lambda_b_sp1(i)=mu0/g_r(330)*(1-2*beta_sp*Xb1(i));
end

lambda_b_sp=[lambda_b_sp2,lambda_r,lambda_b_sp1];

alfa=140/3*pi/180; %larghezza in radianti del polo di rotore
a_sp=5*alfa^2-3.97*alfa+0.6135;
lambda_sp=a_sp.*lambda_a_sp+(1-a_sp).*lambda_b_sp;

rip_1=2;
lambda_sp_rip=repmat(lambda_sp,1,rip_1);
sigma_1=linspace(-60,60,1980);

figure;
plot(theta_rs,lambda_sp);
xlabel('passo polare');
ylabel('H/m^2');
legend('Permeanza rispetto ad un polo di rotore', 'Vettore Modificato');

figure;
plot(sigma_1,lambda_sp_rip);
xlabel('theta');
ylabel('H/m^2');
legend('permeanza in 360° elettrici rispetto al rotore', 'Vettore
Modificato');


%Combino la permeanza dovuta alle cave e quella ai poli di rotore
lambda_s1=(2*mu0/g.*lambda_s)./(2*mu0/g-lambda_s);
figure;
plot(lambda_s1);
%so che ho nove cave per polo perciò lo moltiplicherò per queste nove cave.
rip_2=9;
lambda_s1_rip=repmat(lambda_s1,1,rip_2);

figure;
```

```
plot(lambda_s1_rip);

lambda_sp_1=(2*mu0/g.*lambda_sp)./(2*mu0/g-lambda_sp);

figure;
plot(lambda_sp_1);

lambda_ris=(lambda_s1_rip.*lambda_sp_1)./(lambda_s1_rip+lambda_sp_1);

figure;
plot(lambda_ris); % Vettore modificato in rosso
xlabel('passo polare');
ylabel('H/m^2');
legend('permeanza totale in un polo', 'Vettore Modificato');

% grafico per un passo polare
lambda_ris_rip=repmat(lambda_ris,1,rip_1);
figure;
plot(lambda_ris_rip); % Vettore modificato in rosso
xlabel('Theta');
ylabel('H/m^2');
legend('Permeanza totale rispetto a 360° elettrici', 'Vettore Modificato');
```

Sono stati determinati con il metodo analitico esposto sopra i seguenti modelli di permeanza:

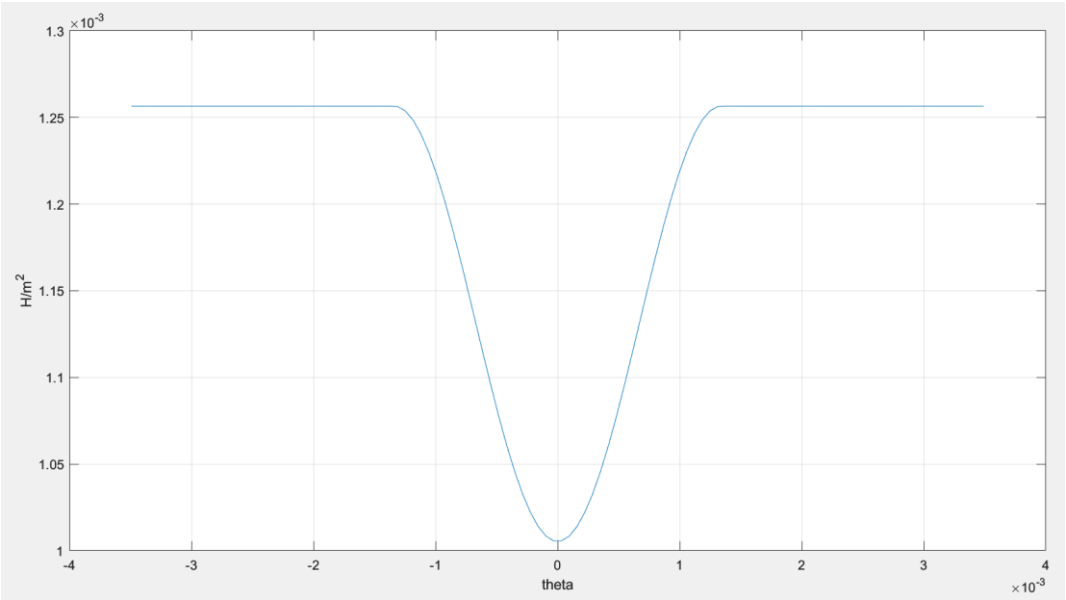

Fig.6.3-Permeanza al traferro causata da singola cava

Moltiplicando questo risultato per il numero di cave presenti in 120° meccanici che sono 360° elettrici, si ottiene l'andamento che si osserva nella figura:

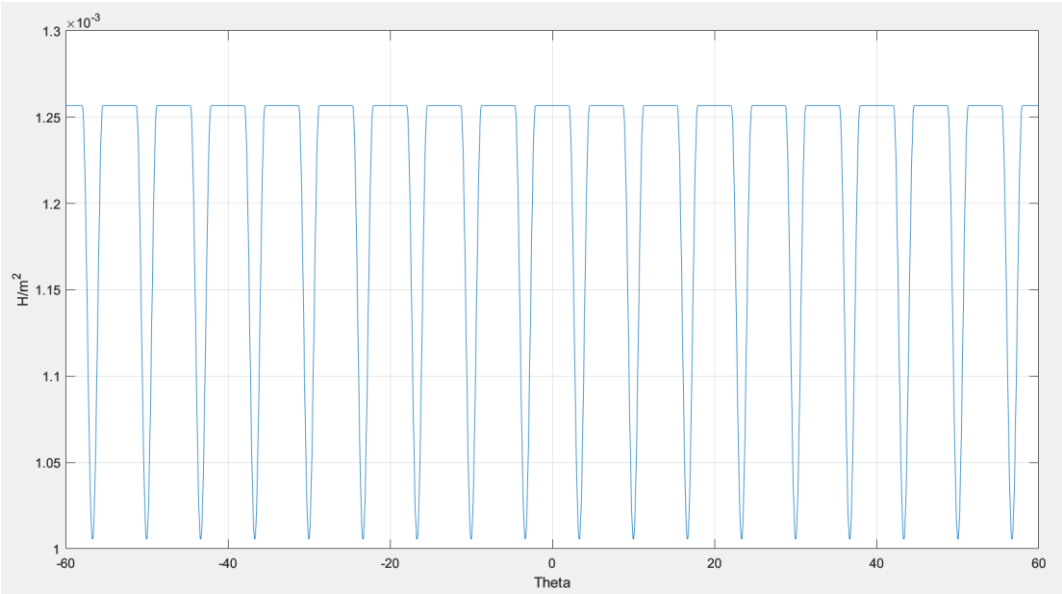

Fig.6.4-Permeanza al traferro causata dalle cave presenti in 360° elettrici

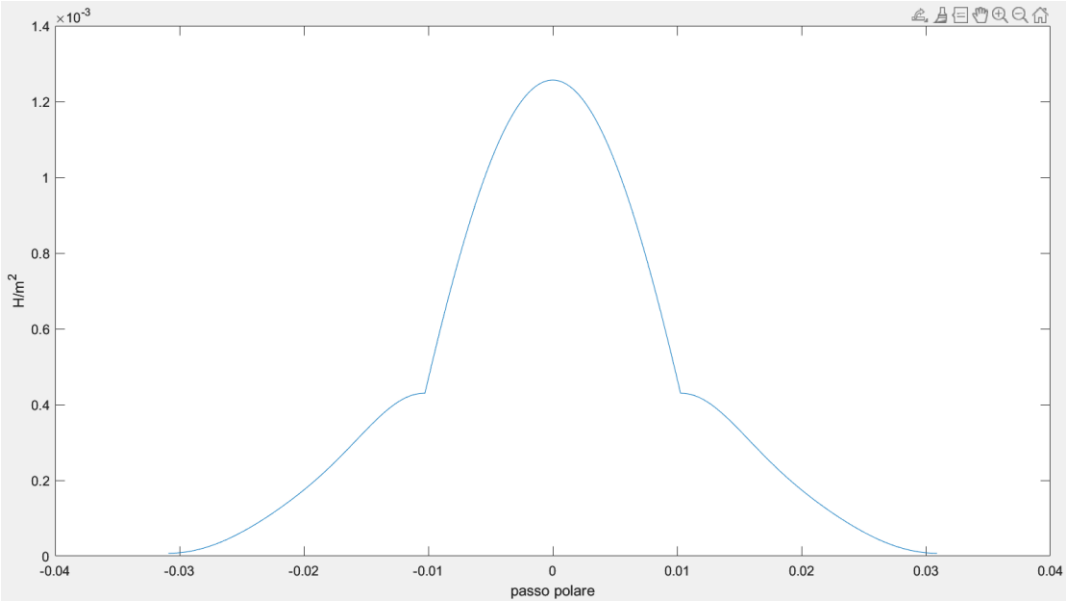

Fig.6.5-Permeanza al traferro causata da un polo di rotore.

Moltiplicando questo risultato per il numero di poli di rotore presenti in 120° meccanici che sono 360° elettrici, si ottiene l'andamento che si osserva nella figura:

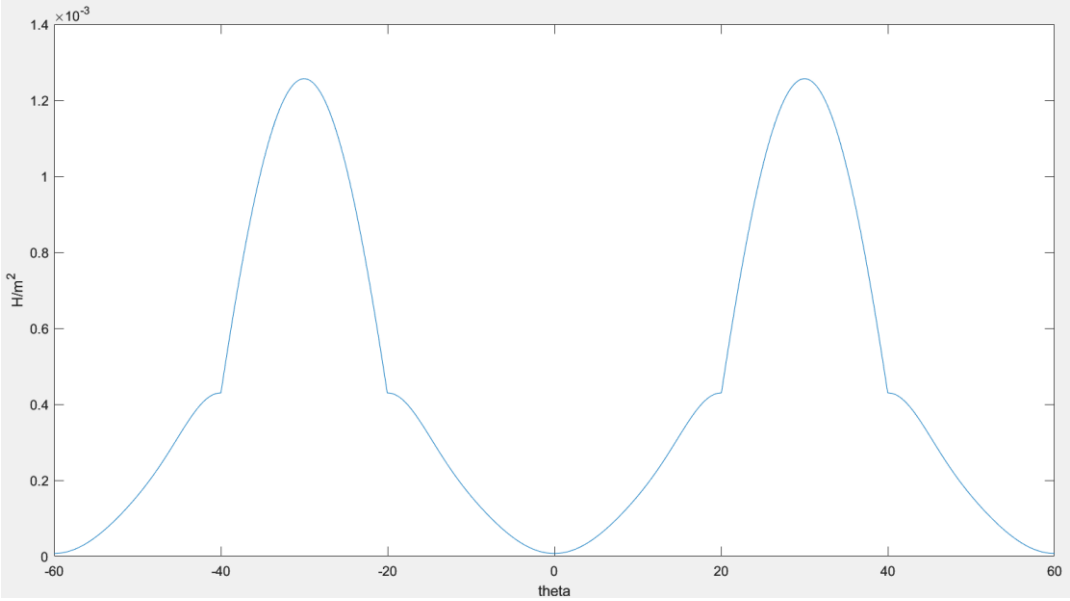

Fig.6 6-Permeanza al traferro causata da i poli di rotore presenti in 360° elettrici.

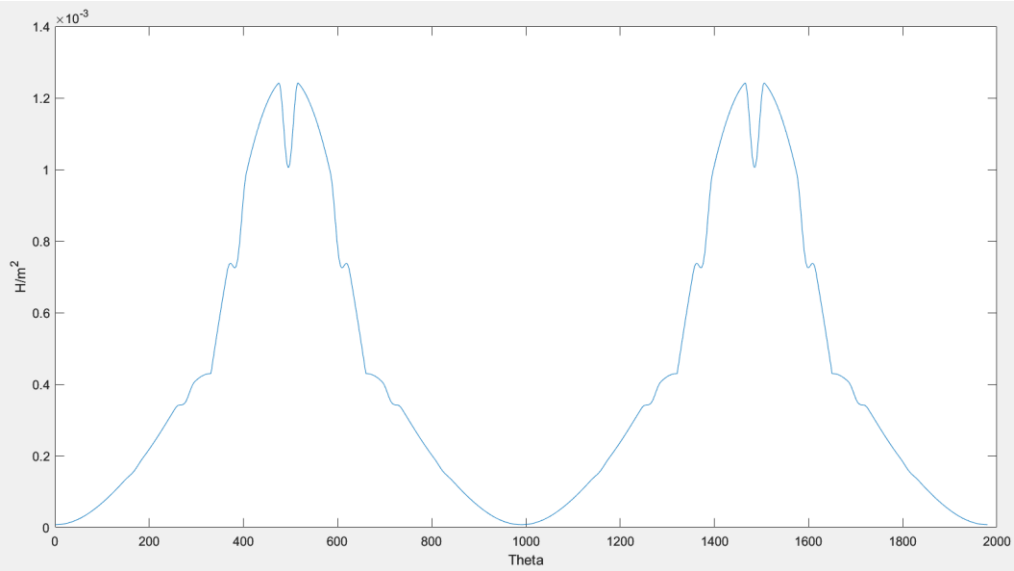

Fig.6.7-Permeanza al traferro

6.2.3 Forza magnetomotrice al traferro

La forza magnetomotrice totale (F.M.M.) al traferro è data dalla somma dei contributi di F.M.M. di statore e rotore, discorso analogo per l'induzione (B).

La F.M.M. può essere derivata come rapporto tra induzione e permeanza.

Quindi assumendo un valore di picco di induzione al traferro sarà possibile determinare la F.M.M. totale necessario per generare tale induzione.
Dopo ciò, è stato deciso di avere dopo diversi test un contributo del 60% di F.M.M. totale dallo statore e uno del 40% F.M.M. totale dal rotore. Con questi valori, sarà possibile determinare le correnti necessarie da applicare ad entrambi gli avvolgimenti.
La figura (6.7) mostra che $\lambda_{ris,max} = 1.24 \cdot 10^{-3} \frac{H}{m^2}$.
Quindi è possibile determinare la F.M.M. totale e i diversi contributi:

$$M_{tot} = \frac{B_g}{\lambda_{ris,max}} \tag{6.34}$$

$$M_s = 0.6 \cdot M_{tot} \tag{6.35}$$

$$M_r = 0.4 \cdot M_{tot} \tag{6.36}$$

6.2.4 Corrente di statore

L'avvolgimento trifase dello statore è attraversato da una terna di correnti alternate. La Forza magnetomotrice prodotta dalla corrente trifase di un avvolgimento distribuito ha una forma d'onda piramidale e con valore di picco variabile nel tempo. Il valore di picco della fondamentale di F.M.M. all'istante iniziale è uguale a:

$$M_s = 1.35 \cdot \mathrm{k_w} \cdot \mathrm{q} \cdot \mathrm{n_c} \frac{\mathrm{I_{rms}}}{n_{pp}} \tag{6.37}$$

Ora è quindi possibile dall'equazione (6.37) determinare $\mathrm{I_{rms}}$, e a sua volta la corrente di picco:

$$I_m = \sqrt{2} \cdot I_{rms} \tag{6.38}$$

6.2.5 Corrente di rotore

Il F.M.M. prodotta dall'avvolgimento di eccitazione è un'onda quadra alternata, positiva ai poli nord e negativa ai poli sud del rotore. Il picco di questo F.M.M. è:

$$M_r = M_e = I_{ecc} \cdot N_e \tag{6.39}$$

Nel caso del generatore sincrono considerato abbiamo N_e=162. Di conseguenza, la corrente da fornire all'avvolgimento del rotore sarà:

$$I_{ecc} = \frac{M_e}{N_e} \tag{6.40}$$

6.3 Punto di lavoro ottimale

Sapendo che:

$$I_d = \mathrm{I_m cos\alpha_i} \tag{6.41}$$

$$I_q = I_m sin\alpha_i \tag{6.42}$$

$$T_n = \frac{3}{2} p\left(\lambda_m \cdot Iq + \left(L_d - L_q\right) I_d \cdot I_q\right) \tag{6.43}$$

Dove:

- λ_m: Flusso generato dal rotore
- L_d: Induttanza sincrona di asse d
- L_q: Induttanza sincrona di asse q

$$B_{g_r} = 0.5 \text{ T} \tag{6.44}$$

$$\hat{B}_{g_{r1}} = \frac{4}{\pi} \cdot B_{g_r} * \sin \alpha_{\mathrm{m}}^{e} \tag{6.45}$$

dove α_m^e è metà angolo elettrico comperto dal polo di rotore

$$\hat{\Phi}_{g1} = \hat{B}_{g_{r1}} \cdot \frac{D_i \cdot L_{stk}}{p} \tag{6.46}$$

$$\lambda_{m1} = \frac{k_w \cdot N_s}{2} \cdot \hat{\Phi}_{g1} \tag{6.47}$$

Mentre le induttanze sincrone verranno determinate tramite FEM.

L_d: allineando il rotore con l'asse α della fase A dello statore e applicando la corrente solo allo statore possiamo determinare il flusso generato nella fase A. Applicando correnti da 0,5 a 1,5 di I_m, possiamo vedere come il flusso è proporzionale a quest'ultimo mentre determineremo l'induttanza come:

$$L_d = \frac{\lambda_d}{I_{applicata}} \tag{6.48}$$

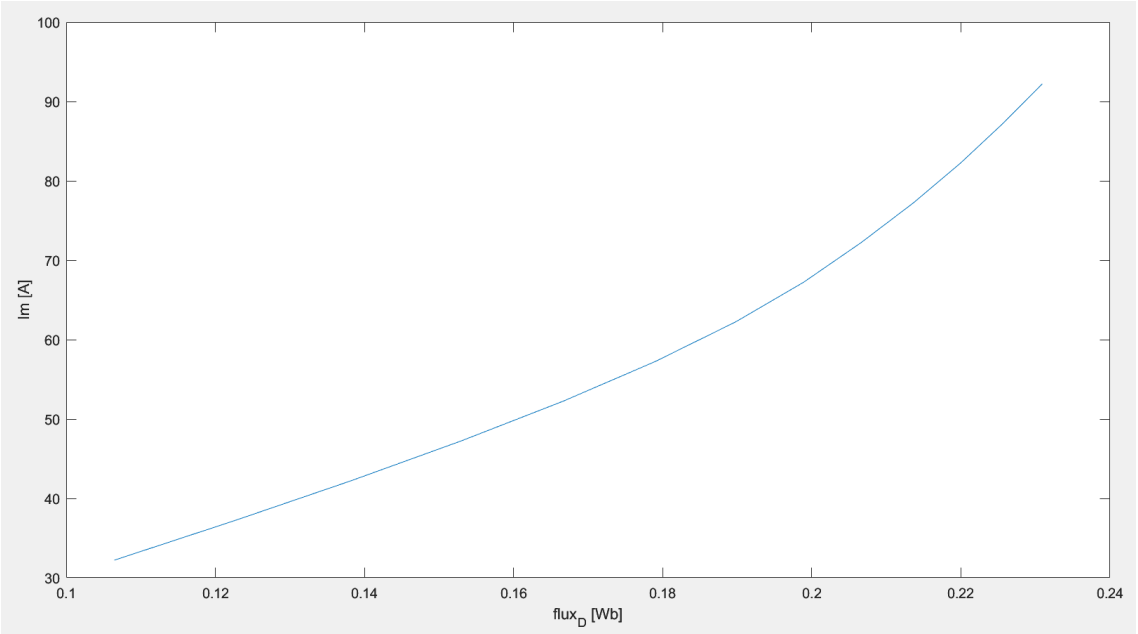

Fig.6.8-Variazione di λ_d al variare della corrente di statore

Si può notare che non è perfettamente lineare, questo è causato dalla saturazione delle parti ferromagnetiche della macchina specialmente pe correnti elevate. Ma questa tendenza è molto leggera, quindi possiamo considerarla lineare.

L_q: Il processo è lo stesso ma il rotore sarà allineato con l'asse q.

Si otterrà quindi:

$$L_q = \frac{\lambda_q}{\mathrm{I_{applicata}}} \tag{6.49}$$

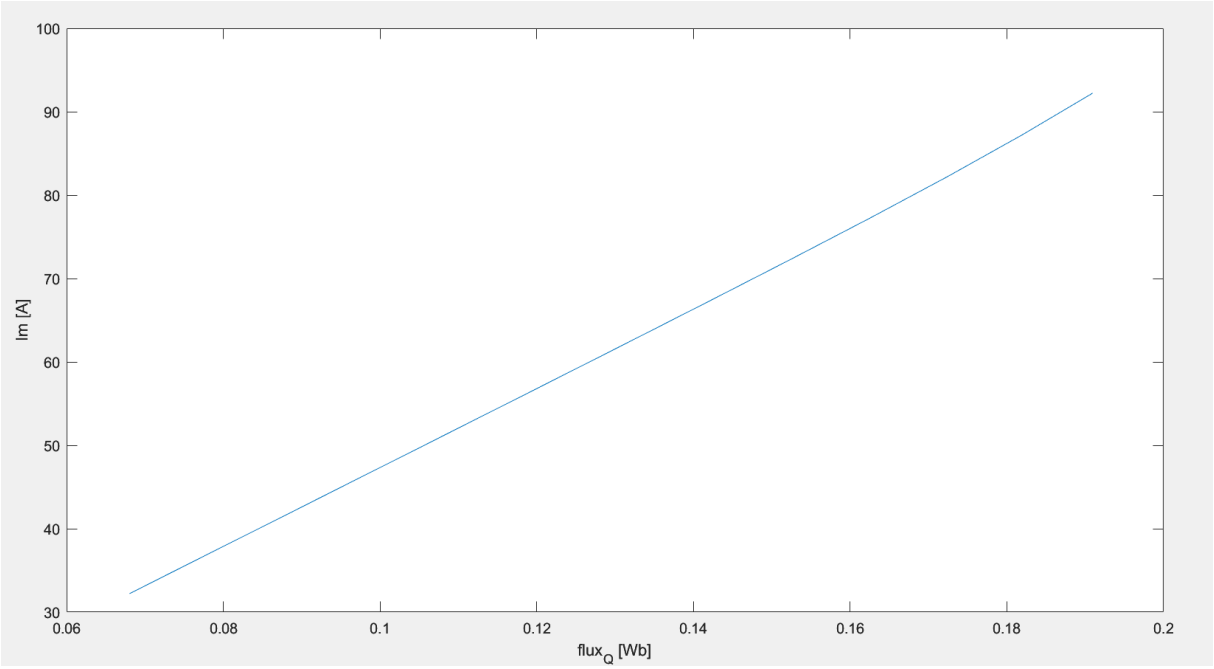

Fig.6 9-Variazione di λ_q al variare della corrente di statore

Anche λ_q non è esattamente lineare, ma ha una tendenza migliore perché la saturazione nell'asse q è meno intensa. Si considera il valore medio di L_q.

Quindi si può ora determinare l'angolo di lavoro ottimale, che sarà:

$$\alpha_i = \mathrm{acos}\left(\frac{-\lambda_m \pm \sqrt{\lambda_m^2 + 8\left(L_d - L_q\right)^2 \cdot I_m^2}}{4\left(L_d - L_q\right) \cdot I_m}\right) \tag{6.50}$$

Ora si deve determinare l'andamento dell'induzione generata dallo statore, poiché il rotore ha un andamento costante, dal momento che il sistema di riferimento considerato è solidale al rotore.
L'avvolgimento dello statore trifase è gestito da una corrente trifase, che dovrebbe essere simmetrica e bilanciata. Pertanto, produrranno una forza magnetomotrice che ruota alla velocità di sincronismo. La distribuzione spaziale della F.M.M. prodotta da un avvolgimento trifase si ottiene sovrapponendo le tendenze delle F.M.M. messe in gioco dalle singole fasi. Pertanto, per trovare la forza magnetomotrice prodotta dall'avvolgimento dello statore è necessario trovare quella prodotta da una singola fase.
Un avvolgimento distribuito di tipo aperto, attraversato da una corrente diretta o monofase, ha una distribuzione spaziale di tipo a gradini, che è fisso rispetto all'avvolgimento. Indicando n_s come il numero di conduttori per cava, con i la corrente che attraversa l'avvolgimento e con q il numero di cave per polo, il diagramma a gradini è ottenuto come somma di diagrammi rettangolari. Ciascuno di questi diagrammi deve avere un'ampiezza di:

$$M_{q=1} = \frac{n \cdot i}{2} \tag{6.51}$$

I diagrammi saranno compensati da un angolo pari alla distanza angolare elettrica tra due cave consecutive, come mostrato nella figura seguente:

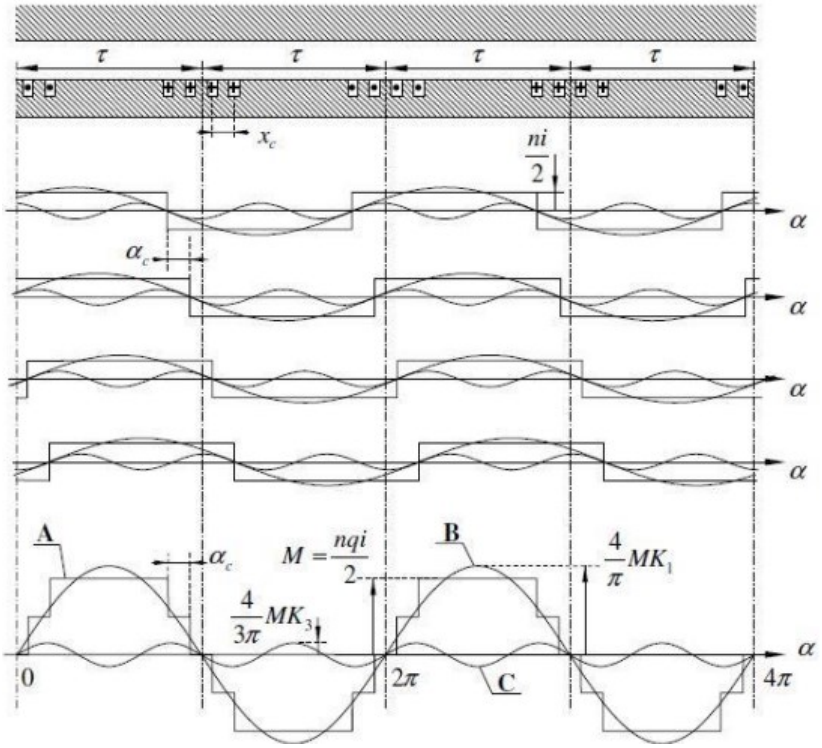

Fig.6.10- Costruzione della forza magnetomotrice prodotta da un avvolgimento distribuito monofase.

Il diagramma a gradini risultante deve avere un valore massimo di:

$$M = \frac{n \cdot q \cdot i}{2} \tag{6.52}$$

Gli zeri si avranno in corrispondenza dei punti che dividono gruppi uguali di conduttori percorsi da corrente del medesimo segno. I massimi, invece, si troveranno in corrispondenza dei punti che separano gruppi uguali di conduttori percorsi da corrente di segno opposto. Ovviamente, il massimo della forma d'onda a gradini rimarrà costante nel tempo se i conduttori sono percorsi da una corrente continua, altrimenti avrà un picco variabile se percorsi da una corrente alternata. Come è mostrato in figura (6.10), ciascun diagramma rettangolare è scomponibile in serie di Fourier con armoniche spaziali di valore massimo pari a:

$$M_{v(q=1)} = \frac{4}{v \cdot \pi} \cdot \frac{n \cdot i}{2} \tag{6.53}$$

$\upsilon = 1,3,5, \ldots$

E sfasate tra loro di un angolo pari all'ordine d'armonica moltiplicato per l'angolo elettrico compreso tra due cave. Per la fondamentale si hanno, quindi, q sinusoidi di ampiezza pari a:

$$M_{1(q=1)} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{n \cdot i}{2} \tag{6.54}$$

Sfasate tra loro di un angolo elettrico pari a:

$$\alpha_{ce} = \frac{x_c}{\tau} \pi \tag{6.55}$$

Di conseguenza, come si può vedere nella figura (6.11), la fondamentale della F.M.M. avrà un'ampiezza che sarà data dalla somma vettoriale delle F.M.M. fondamentali dei singoli diagrammi rettangolari.

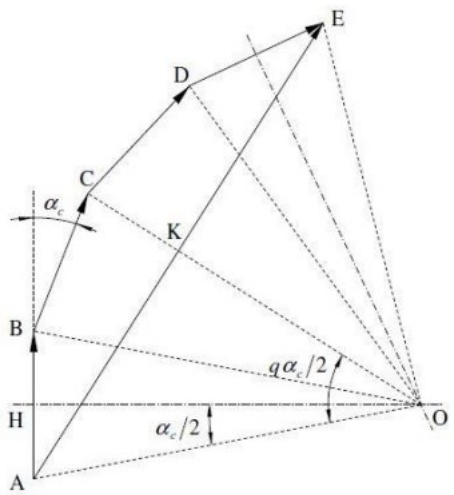

Fig.6.11-: Rappresentazione vettoriale delle componenti fondamentali dei singoli andamenti a gradini che compongono la F.M.M.. di un avvolgimento distribuito monofase.

In particolare, si può dimostrare che il modulo risultante della fondamentale sarà pari a:

$$M_1 = \frac{4}{\pi} \cdot n \cdot i \cdot q \cdot k_{d1} \tag{6.56}$$

Dove k_{d1} è il coefficiente di distribuzione, dato dal rapporto tra il modulo della somma vettoriale dei fasori fondamentali e il modulo della somma dei fasori fondamentali, ovvero:

$$k_{d1} = \frac{\sin\left(q \cdot \frac{\alpha_{ce}}{2}\right)}{q \cdot sin\alpha_{ce}} \tag{6.57}$$

In generale, per la υ-esima armonica si può scrivere:

$$M_v = \frac{4}{v\pi} \cdot \frac{n \cdot i \cdot q}{2} \cdot k_{dv} \tag{6.58}$$

$$k_{dv} = \frac{\sin\left(v \cdot q \cdot \frac{\alpha_{ce}}{2}\right)}{q \cdot sin(v \cdot \alpha_{ce})} = k_{wv} \tag{6.59}$$

La distribuzione spaziale della v-esima armonica rispetto ad un sistema di riferimento solidale con lo statore ha il seguente andamento:

$$M_v(\theta) = \frac{4}{v\pi} \cdot M \cdot k_{wv} \frac{\sin(v \cdot \theta)}{v} \tag{6.60}$$

La distribuzione spaziale della forza magnetomotrice, tenendo conto di un maggior numero di poli e percorsi paralleli dell'avvolgimento, sarà:

$$m(\theta) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{M}{n_{pb}} \cdot \sum_{\substack{v=2h+1 \\ h=0,1,2..}} k_{wv} \cdot \frac{\sin(v \cdot p \cdot \theta)}{v} \tag{6.61}$$

Dove p è il numero di coppie polari mentre n_{pb} è il numero di percorsi in parallelo. Dopo aver determinato l'espressione che descrive la distribuzione spaziale della forza magnetomotrice prodotta da un avvolgimento di tipo aperto monofase, si hanno tutti gli elementi per determinare la F.M.M.. prodotta dall'avvolgimento trifase di statore. La distribuzione spaziale della F.M.M. prodotta da un avvolgimento trifase si ricava sovrapponendo gli andamenti delle F.M.M. messe in gioco dalle singole fasi. Di conseguenza, l'andamento risultante sarà ancora a gradini. Ipotizzando che i tre avvolgimenti siano uguali tra loro, ma disposti 120° gli uni dagli altri, le forza magnetomotrici prodotte da ciascuna fase saranno:

$$m_a(\theta) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{n \cdot q \cdot i_a}{2 \cdot n_{pb}} \cdot \sum_{\substack{v=2h+1 \\ h=0,1,2..}} k_{wv} \cdot \frac{\sin(v \cdot p \cdot \theta)}{v} \tag{6.62}$$

$$m_b(\theta) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{n \cdot q \cdot i_b}{2 \cdot n_{pb}} \cdot \sum_{\substack{v=2h+1 \\ h=0,1,2..}} k_{wv} \cdot \frac{\sin\left(v \cdot p \cdot \left(\theta - \frac{2\pi}{3p}\right)\right)}{v} \tag{6.63}$$

$$m_c(\theta) = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{n \cdot q \cdot i_c}{2 \cdot n_{pb}} \cdot \sum_{\substack{v=2h+1 \\ h=0,1,2..}} k_{wv} \cdot \frac{\sin\left(v \cdot p \cdot \left(\theta + \frac{2\pi}{3p}\right)\right)}{v} \tag{6.64}$$

A questo punto, si considera il caso in cui le tre correnti che percorrono l'avvolgimento trifase di statore siano bilanciate e sinusoidali. Ovvero:

$$i_a(t) = \sqrt{2} I_{rms} \cos(\omega_e t) \tag{6.65}$$

$$i_b(t) = \sqrt{2} I_{rms} \cos\left(\omega_e t - \frac{2}{3}\pi\right) \tag{6.66}$$

$$i_c(t) = \sqrt{2} I_{rms} \cos\left(\omega_e t + \frac{2}{3}\pi\right) \tag{6.67}$$

In questo caso, la generica armonica υ-esima della forza magnetomotrice di una delle tre fasi sarà:

$$M_{v,(a,b,c)}(\theta) = \frac{4}{v\pi} \cdot \frac{nq}{2} \cdot k_{wv} \cdot \frac{\sqrt{2} I_{rms}}{\mathrm{n_{bp}}} \cos\left(\omega_e t - \frac{2\pi}{3}(i-1)\right) \cdot \sin\left(p \cdot v\left(\theta - \frac{2\pi}{3p}(i-1)\right)\right) \quad with\ i = 1, 2, 3 \tag{6.68}$$

Ricordando la seguente formula trigonometrica:

$$sin\alpha \cdot cos\beta = \frac{1}{2}[\sin(\alpha - \beta) + \sin(\alpha + \beta)] \tag{6.69}$$

L'espressione (6.68) può essere riscritta nella formula seguente:

$$M_{v,(a,b,c)}(\theta) = \frac{4}{v\pi} \cdot \frac{nq}{2} \cdot k_{wv} \cdot \frac{\sqrt{2} I_{rms}}{\mathrm{n_{bp}}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\sin\left(vp\theta - \omega_e t - \frac{2\pi}{3p}(v-1)(i-1)\right) + \sin\left(vp\theta + \omega_e t - \frac{2\pi}{3p}(v+1)(i+1)\right)\right) \tag{6.70}$$

A questo punto, sommando l'armonica υ-esima delle tre fasi si ottiene la seguente espressione:

$$\sum_{i=1}^{3} M_{v,(a,b,c)}(\theta) = \begin{cases} \dfrac{3\sqrt{2} nq I_{rms} k_{wv}}{\pi v n_{pb}} \sin(vp\theta - \omega_e t) & per\ v = 6k+1 \\ \dfrac{3\sqrt{2} nq I_{rms} k_{wv}}{\pi v n_{pb}} \sin(vp\theta + \omega_e t) & per\ v = 6k-1 \\ 0 & per\ v = 3k+3 \end{cases} \tag{6.71}$$

Per poter ricavare la forza magnetomotrice risultante è necessario sommare i contributi di F.M.M. prodotti da ciascuna delle tre fasi di statore.

$$M_{ri}(\theta) = m_a(\theta) + m_b(\theta) + m_c(\theta) \tag{6.72}$$

Quindi:

$$M_{ri}(\theta) = \frac{3}{2}\frac{\left(2nq\sqrt{2}I_{rms}\right)}{\pi n_{pb}} \sum_{\substack{v=6k+1>0 \\ k=0,1,2..}} \frac{k_{wv}}{v}\sin(vp\theta - \omega_e t) + \sum_{\substack{v=6k-1>0 \\ k=0,1,2..}} \frac{k_{wv}}{v}\sin(vp\theta + \omega_e t) \tag{6.73}$$

Che equivale a:

$$M_{ri}(\theta) = \sum_{\substack{v=6k\pm1>0 \\ k=0,1,2..}} \frac{3\sqrt{2}}{\pi}\frac{nqI_{rms}k_{wv}}{n_{pb}v}\sin(vp\theta \mp \omega_e t) \tag{6.74}$$

Quindi, una terna di correnti simmetrica ed equilibrata, circolante sull'avvolgimento di statore di un generatore sincrono, produce una forza magnetomotrice rotante nel tempo costituita da armoniche di ordine dispari. In particolare, le armoniche di ordine v=1 ,7,13,19,… ruoteranno nello stesso verso di rotazione del rotore, mentre le armoniche v=5,11,17,… ruoteranno nella direzione opposta. È importante notare che l'ampiezza di ogni armonica non varia nel tempo, in particolare risulta essere 1.5 volte l'ampiezza delle armoniche della F.M.M. di una singola fase. La velocità di rotazione delle armoniche è invece pari a:

$$\omega_v = \frac{\omega_e}{v \cdot p} \tag{6.75}$$

Nel tempo, la F.M.M. risultante ruoterà nel traferro nel verso di rotazione del rotore e alla sua stessa velocità, ovvero alla velocità di sincronismo. Di conseguenza, dal punto di vista del rotore, la F.M.M. a traferro sarà ferma ma, anche se le armoniche hanno un'ampiezza costante, nel tempo la forza magnetomotrice risultante avrà un valore di picco variabile.

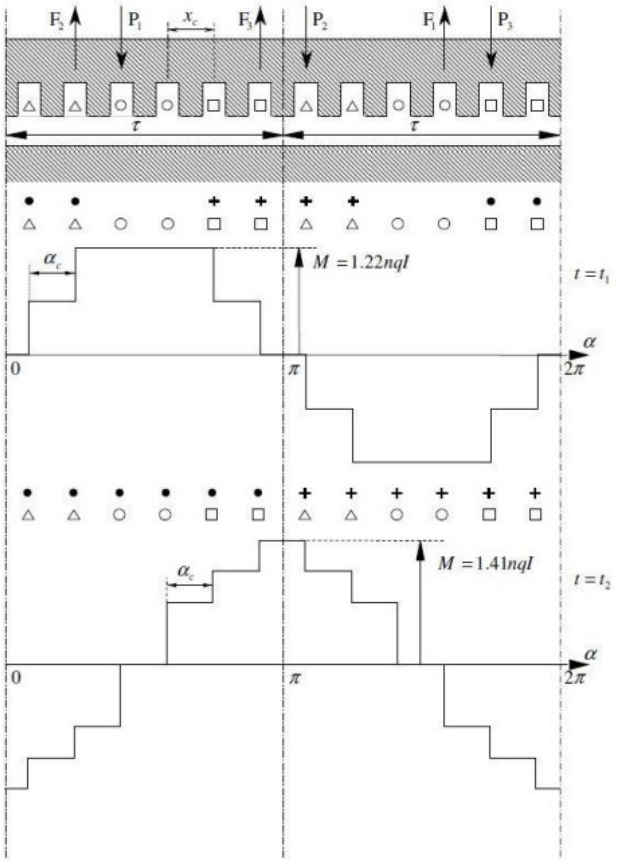

Fig.6.12-Campo rotante a traferro prodotto da un sistema equilibrato di correnti circolanti in un avvolgimento trifase con n conduttori per cava e q=2 cave per polo e per fase.

Come si può notare dalla figura (6.12), il picco della F.M.M. varia tra $1.22n \cdot q \cdot I_{rms}$ e $1.41n \cdot q \cdot I_{rms}$ dove all'istante di tempo t1 si ha il valore di picco minimo della forza magnetomotrice e corrisponde all'istante in cui una delle tre correnti di fase è nulla, mentre all'istante $t2$, si ha il valore massimo di picco. Quest'ultimo istante si ha quando una delle tre correnti di fase è massima.

Poi per mezzo del (6.74) è stato determinato l'andamento della F.M.M. al traferro causata dalle correnti dello statore.

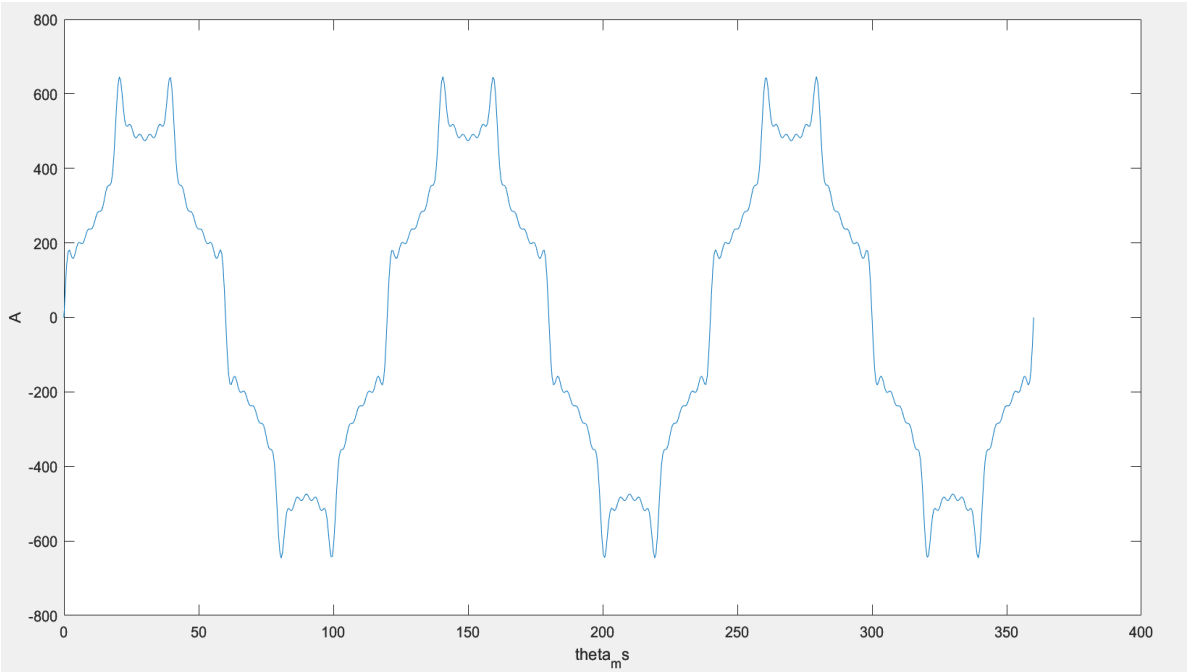

Fig.6 13-Trend fella F.M.M. indotta dallo statore

6.4 Metodi di analisi elettromagnetica della macchina

Ora verrà calcolata la coppia massima nel punto ottimale trovato, e poi tramite F.E.M. viene determinato il trend della coppia

Di seguito verranno presentati 3 metodi per determinare il valore della coppia:

1. Metodo Analitico
2. Metodo ibrido
3. Metodo utilizzando programma agli elementi finiti

L'obbiettivo è di avere 3 risultati il più simili e validi possibile.

Per prima cosa con il seguente algoritmo sono state calcolate le correnti di alimentazione di statore, per lavorare nel punto ottimale.

```
De=0.188;
```

```
Di=0.120;
Dr=0.118;
Lstk=0.122;
Qs=54;
Sc=0.000006;
ns=6;
ws0=0.0015;
ws=0.004;
hso=0.001;
hs=0.016;
wt=0.003;
hbi=0.017;
Kpack=0.96;
cosfi=0.9;
g=0.001;
p=3;
Sc=6;
m=3;
npp=2;
mu0=4*pi*10^-7;
wt_3=((pi*(Di+2/3*hs))/Qs)-ws;
Dbi=Di+2*hs+hbi;
lbi=pi*Dbi/(2*p);
Bp=1.9;
ps=pi*Di/Qs;
Ns=54;
q=Qs/(2*p*m);
alfa_s=p*360/Qs;
alfa_s_rad=pi*alfa_s/180;
kd=sin(q*alfa_s_rad/2)/(q*sin(alfa_s_rad/2));
kw=kd
k=[0,1,2,3,4,5];

% Load model
model = mphload('D:\thesis christian\THESIS\WR_v5.mph');
com.comsol.model.util.ModelUtil.showProgress(true);
%calcolo  il flusso generato dal rotore
model.param().set("Im", "0");
% Set Iecc
model.param().set("Idc", "2.182");
% Set theta = 90 *asse d)
model.param().set("theta", "90 [deg]");
% Run model
model.study("std1").run();
lambda_m = mphglobal(model , 'rmm.PhiCoil_Phase_A8')
model.param().set("Idc", "0");

%parto dalla corrente, l'angolo ottimale e l'andamento della f.m.m. di
%traferro per determinare la coppia massima raggiungibile al mpta
Bg=1.1;
alpha_i1_rad=1.0277;
alpha_i1_gradi=alpha_i1_rad*180/pi;
alpha_i1_mec=alpha_i1_rad/p;
alpha_i1_mec_deg=alpha_i1_mec*180/pi;

% Conosciamo l'angolo alpha_elettrico quindi dal punto massimo che abbiamo
% trovato nell'andamento della f.m.m. al traferro che per noi è 30° dovremo
```

```
% spostarci di alpha_meccanici per trovarci nel punto di lavoro ottimale
% perciò in theta 30°alpha_meccanici

%calcolo l'andamento della f.m.m di statore
Im=55;
omega=2*p*f;
k=[0,1,2,3,4,5];
v1=6.*k+1;
v2=6.*k-1;
theta_ms=linspace(0,2*pi,720);
v2_limit=0;
sum1 = zeros(1, length(theta_ms));
sum2 = zeros(1, length(theta_ms));

%to map mmf trend
for i=1:length(theta_ms)
    theta_ms1=theta_ms(i);
    sum1_temp=0;
    sum2_temp=0;

    for ii=1:length(v1)
        v1_1=v1(ii);
        sum1_temp=sum1_temp+kw/v1_1*sin(v1_1*p*theta_ms1);
    end

    for iii=1:length(v2)
        v2_2=v2(iii);
        sum2_temp=sum2_temp+kw/v2_2*sin(v2_2*p*theta_ms1);
    end
    sum1(i) = sum1_temp;
    sum2(i) = sum2_temp;
end

sum2(1)=0;
Mri=(3*ns*q*Im)/(pi*npp).*sum1+sum2;
j=1;
alpha_i1_rad_new=alpha_i1_rad;
alpha_i1_rad_old=0.01;
alpha_i1_mec_old=alpha_i1_rad_old*180/pi/3;

while alpha_i1_rad_new=1.3503 % We are using this vale because other will be
to much up for thermal part abs(alpha_i1_mec_deg-alpha_i1_mec_old)>2
err=alpha_i1_mec_deg-alpha_i1_mec_old

alpha_i1_rad_old=alpha_i1_rad_new;
alpha_i1_mec_old=alpha_i1_rad_old*180/pi/3;
theta_ms_g=linspace(0,360,720);

theta_mpta=30*pi/180+alpha_i1_mec;
sumi_zero=0;
sumii_zero=0;

for ii=1:length(v1)
        v1_1=v1(ii);
        sumi=sumi_zero+kw/v1_1*sin(v1_1*p*theta_mpta);
        sumi_zero=sumi;
end
```

```
for iii=1:length(v2)
        v2_2=v2(iii);
        sumii=sumii_zero+kw/v2_2*sin(v2_2*p*theta_mpta);
        sumii_zero=sumii;
end

% trovo la corrente di statore necessaria per avere un induzione di 1.1 T nel
% mpta, poi dovrò rivariare le induttanze e l'angolo perchè varia la
% corrente fino a convergenza.

Im_1=(Mri(60)-sumii_zero)/(3*ns*q*sumi_zero)*pi*npp;
```

Per farlo sono stati usati i dati ricavati dalla figura (6.13), conoscendo Il punto di MPTA viene calcolata la corrente di statore d'applicare, necessaria per avere la massima F.M.M. precedentemente ricava ma nel punto di MPTA.

6.4.1 Metodo Analitico

Con questo primo metodo vengono utilizzate formule empiriche per determinare la coppia del motore e quindi la potenza.

$$T_n = \frac{\pi}{4} \cdot B_{g_{max}} \cdot K_s \cdot D_i^2 \cdot L_{stk} \tag{6.67}$$

6.4.2 Metodo ibrido

Vengono utilizzate formule empiriche, ma alcuni dati vengono ricavati dai risultati ottenuti tramite le simulazioni F.E.M.

Tramite F.E.M. vengono ricavate le induttanze sincrone L_d e L_q.

Si vuole determinare la corrente massima applicabile per avere al MPTA la F.M.M. richiesta, ma variando la corrente l'MPTA varierà e quindi poi anche la corrente, quindi è stato utilizzato il seguente ciclo iterativo per determinare la soluzione:

```
j=1;
alpha_i1_rad_new=alpha_i1_rad;
alpha_i1_rad_old=0.01;
alpha_i1_mec_old=alpha_i1_rad_old*180/pi/3;
```

```
while alpha_i1_rad_new=1.3503 % We are using this vale because other will be
to much up for thermal part abs(alpha_i1_mec_deg-alpha_i1_mec_old)>2
err=alpha_i1_mec_deg-alpha_i1_mec_old

alpha_i1_rad_old=alpha_i1_rad_new;
alpha_i1_mec_old=alpha_i1_rad_old*180/pi/3;
theta_ms_g=linspace(0,360,720);

theta_mpta=30*pi/180+alpha_i1_mec;
sumi_zero=0;
sumii_zero=0;

for ii=1:length(v1)
        v1_1=v1(ii);
        sumi=sumi_zero+kw/v1_1*sin(v1_1*p*theta_mpta);
        sumi_zero=sumi;
end

for iii=1:length(v2)
        v2_2=v2(iii);
        sumii=sumii_zero+kw/v2_2*sin(v2_2*p*theta_mpta);
        sumii_zero=sumii;
end

% trovo la corrente di statore necessaria per avere un induzione di 1 T nel
% mpta, poi dovrò rivariare le induttanze e l'angolo perchè varia la
% corrente fino a convergenza.

Im_1=(Mri(60)-sumii_zero)/(3*ns*q*sumi_zero)*pi*npp;
Im_1

%calcolo le nuove induttanze sincrone
model.param().set("Im", Im_1);
% Set theta = 0
model.param().set("theta", "0 [deg]");
% Run
model.study("std1").run();
% Results
flux_Q = mphglobal(model , 'rmm.PhiCoil_Phase_A');
Lq = flux_Q / Im_1
% Set theta = 0
model.param().set("theta", "30 [deg]");
% Run model
model.study("std1").run();
% Results
flux_D = mphglobal(model , 'rmm.PhiCoil_Phase_A');
Ld=flux_D/Im_1

%calcolo il nuovo angolo elettrico ottimale l’angolo

alpha_i1_rad_new=acos((-lambda_m+sqrt(lambda_m^2+8*(Ld-Lq)^2*Im_1^2))/(4*(Ld-
Lq)*Im_1))
alpha_i1_gradi=alpha_i1_rad_new*180/pi;
alpha_i1_mec=alpha_i1_rad_new/p;

% alpha_i1_rad_new=alpha_i1_rad
j=j+1
```

```
alpha_i1_mec_deg=alpha_i1_mec*180/pi;
end

Kd=3*Ns*Im_1*kw/(pi*Di);
Tn=pi/4*Bg*Ks*Di^2*Lstk;
Tn1=3*p/2*(lambda_m*Im_1*sin(alpha_i1_rad_new)+(Ld-
Lq)*Im_1^2*cos(alpha_i1_rad_new)*sin(alpha_i1_rad_new));
```

Come si vede dallo script la formula utilizzata per determinare il picco di coppia è la seguente:

$$T_n = \frac{3}{2} p\left(\lambda_m \cdot Iq + \left(L_d - L_q\right) I_d \cdot I_q\right) \tag{6.78}$$

6.4.3 Metodo utilizzando programma agli elementi finiti

Qui viene utilizzando F.E.M. per determinare le prestazioni del motore, utilizzando i parametri ottenuti precedentemente.
I risultati di questo procedimento saranno il punto di riferimento per determinare se gli altri metodi utilizzati sono validi.

6.5 Risultati Motore sincrono a poli sporgenti

Nella tabella (6.3) e figura (6.14) si osservano i diversi risultati ottenuti

Tabella 6.4-Risultati dei diversi metodi

	Metodo Analitico	**Metodo Ibrido**	**F.E.M**
Coppia	62 Nm	52.5 Nm	55.5 Nm
Angolo ottimale di lavoro	25.8°		22°

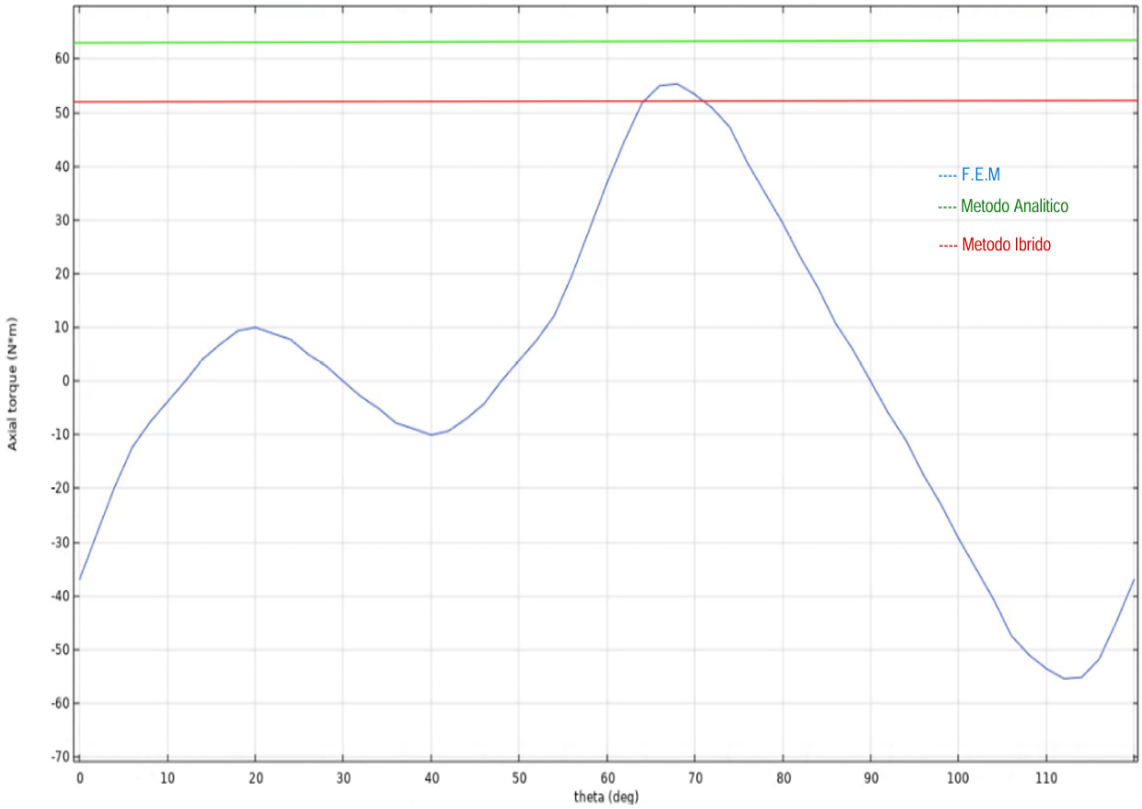

Fig.6.14-Trend della coppia

La differenza dei risultati ottenuti è sufficientemente irrilevante, sia per quanto riguarda la coppia che per l'angolo ottimale.

Per il calcolo del rendimento e potenza verranno utilizzati i dati ottenuti con le simulazioni F.E.M.

Le perdite verranno calcolate come fatto al capito (3), con la sola differenza che si calcoleranno come segue le perdite Joule di rotore:

$$L_{cr} = 2(L_{stk} + l_s) + 2(l_p + l_s) \tag{6.79}$$

$$V_{pole} = \frac{\rho_{c_{170}}(N_e \cdot I_e \cdot L_{cr})}{S_{cr}} \tag{6.80}$$

$$V_e = \frac{V_{pole}}{0.95} \cdot 2p \tag{6.81}$$

$$Pe = I_e \cdot V_e \cong 58\,W \tag{6.82}$$

Tabella 6.5– Punto di lavoro nominale

Potenze e rendimento	**Valori**
Coppia nominale	55.5 Nm
Potenza nominale	34.9 kW
Perdite per isteresi	600 W
Perdite Joule	2620 W
Perdite meccaniche	30 W
Perdite addizionali	325 W
Perdite totali	3575 W
Rendimento	91 %
Potenza in ingresso	38.4 kW

6.6 Analisi termica motore sincrono a poli sporgenti

Il procedimento è quello illustrato nel capitolo (5), nella figura (6.14) si osservano i risultati della simulazione F.E.M.

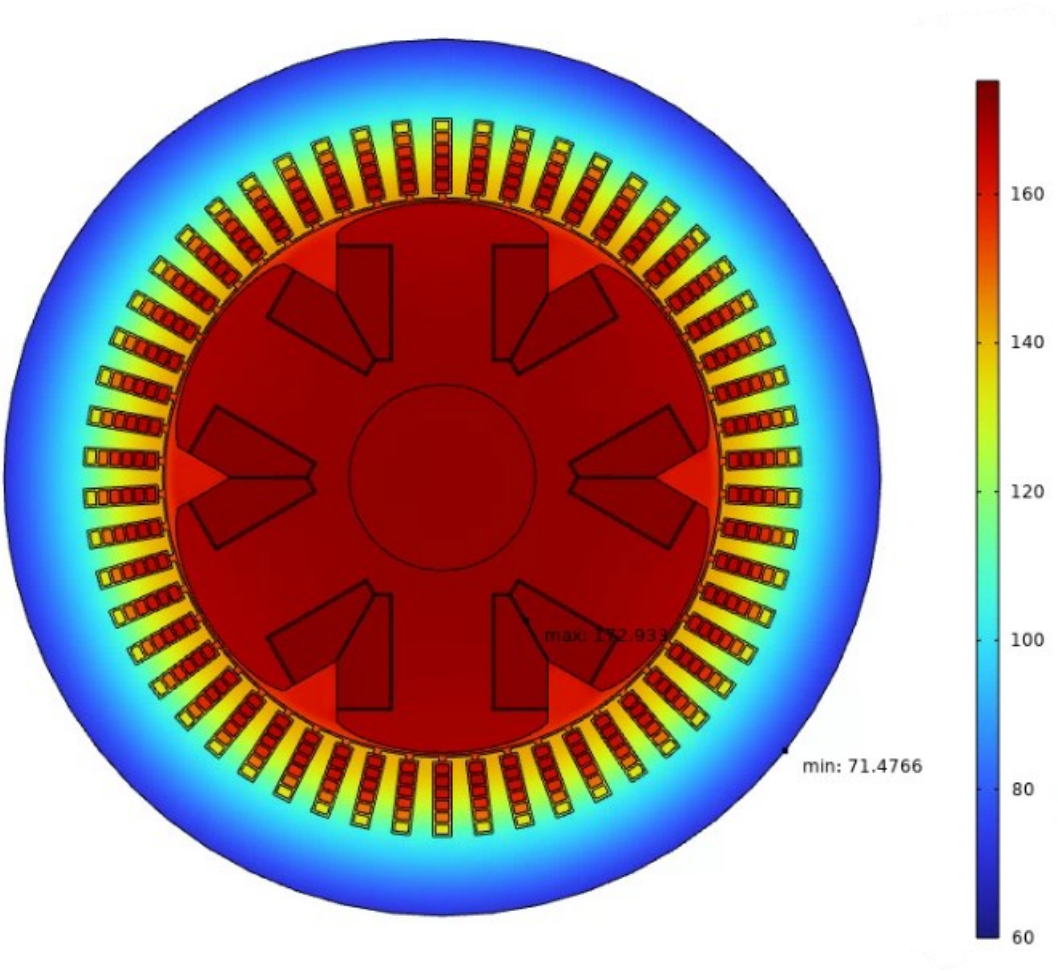

Fig.6.15-Risultati dell'analisi termica motore sincrono a poli sporgenti

Come ci si aspettava i punto maggiormente critici sono quelli degli isolanti dell'avvolgimento di statore e di rotore.

La massima temperatura che troviamo in questi punti è circa di 173 °C, quindi al disotto di quella critica del isolante.

Quindi il punto nominale di lavoro di questo motore, determinato precedentemente, ha validità anche dal punto di vista termico.

7. Conclusioni

Nella tabella (7.1) vi sono i risultati dei due motori progettati.

Tabella 7. 1-Risutati motore IPM e WSM

Potenze e rendimento	Valori	
	IPM	WSM
Coppia nominale	111 Nm	55.5 Nm
Potenza nominale	69.7 kW	34.9 kW
Perdite per isteresi	600 W	600 W
Perdite Joule	2560 W	2620 W
Perdite meccaniche	27 W	30 W
Potenze addizionali	320 W	325 W
Perdite totali	3515 W	3575 W
Efficienza	95.2 %	91 %
Potenza in ingresso	73.2 kW	38.4 kW

Facilmente si nota come il motore a magneti permanenti abbia migliori prestazioni, dando un idea del perché venga utilizzato per applicazioni di questo tipo.
Il maggior problema del motore WSM sono le temperature in quanto aumentando le correnti, in primis di rotore, si aumenterebbero sicuramente le prestazioni, ma lo stress termico aumenterebbe a sua volta..
Questo lavoro verrà proseguito con l'ottimizzazione motore e il design di un sistema di raffreddamento diverso o più precisamente più completo.
Un sistema che probabilmente verrà implementato è quello di creare un albero cavo nel quale scorrerà il liquido refrigerante, per aiutare il raffreddamento del rotore, un altro potrà essere quello di creare dei condotti adiacenti alle cave di statore dove anche scorrerà il liquido refrigerante.
Queste soluzioni faranno si che potrà essere aumentata la densità di corrente negli avvolgimenti avvicinandosi così alle prestazioni del motore IPM.

Un aspetto positivo dei risultati ottenuti è quello di avere individuato un metodo valido per il design del motore sincrono a poli sporgenti che ha queste dimensioni ridotte rispetto a quelle per il quale solitamente viene utilizzato.
Inoltre sono stati studiati 3 metodi diversi per lo studio della potenza erogata che confermano tra loro i risultati ottenuti.

8. Ringraziamenti

9. Bibliografia

[1] Mat Suli, Liyananadirah and Ibrahim, Wan and Abdul Aziz, Badhrulhisham and Deraman, Mohd Rizauddin and Ismail, Nurul, A Review of Rare Earth Mineral Processing Technology, Chemical Engineering Research Bulletin, Vol. 19, 2017

[2] ISO 15

[3] https://www.bocabearings.com/products/bearing-and-ball-types/electric-motor-quality (emq)-bearings?ProductType=0

[4] https://koyo.jtekt.co.jp/en/support/bearing-knowledge

[5] Theodore L. Bergman, Adrienne S. Lavine, David P. DeWitt, Frank P. Incropera, Introduc tion to Heat Transfer, Sixth Edition-John Wiley and Sons, Inc. (2011).

[6] R. Pechánek, L. Bouzek, Analyzing of Two Types Water Cooling Electric Motors Using Computational Fluid Dynamics, 15th International Power Electronics and Motion Control Conference, EPE-PEMC 2012 ECCE Europe, Novi Sad, Serbia.

[7] N. Bianchi, S. Bolognani, Metodologie di Progettazione delle Macchine Elettriche, CLEUP, gennaio 2001.

[8] N. Bianchi, Calcolo delle Macchine Elettriche col Metodo degli Elementi Finiti, CLEUP, gennaio 2001.

[9] S. Bolognani e L. Alberti, Appunti di Azionamenti elettrici, 2022

[10] M. Andriollo, Appunti di Conversione Statica dell'Energia Elettrica, 2021

[11] N. Bianchi, Appunti di Progettazione di Macchine Elettriche, 2023

[12] Andriollo Martinelli Morini Tortella - Macchine Elettriche Rotanti. Teoria ed Esercizi

[13] Filippo Bertoncello, Analisi elettromagnetica di una macchina sincrona a poli sporgenti mediante formulazioni analitiche delle permeanze 2019

[14] Gambaretto Cristian, Magnetic and thermal analysis of an internal permanent magnet motor and a wound-rotor synchronous motor for automotive applications, 2020

[15] Christian Enrico Destro, Analisi elettromagnetica di un generatore sincrono a poli sporgenti mediante un circuito magnetico, 2021