POLITECHNIKA GDAŃSKA

Silnik bezszczotkowy z magnesami trwałymi

Projekt silnika bezszczotkowego z magnesami trwałymi

dr inż. Michał Michna

2011-10-19

Opis budowy silników z magnesami trwałymi. Przykłady obliczeń projektowych silnika be szczotkowego z magnesami trwałymi.

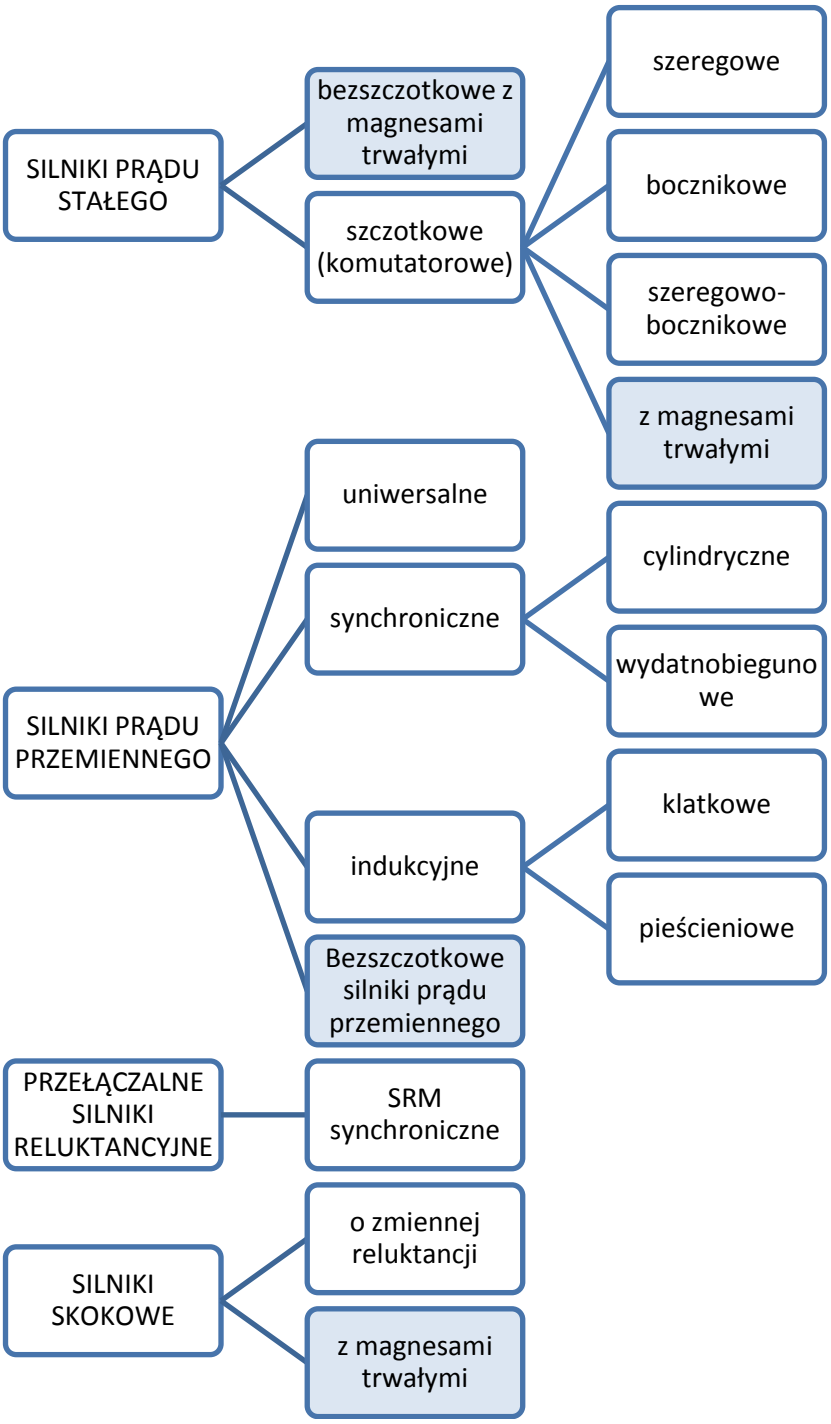
1 Spis treści

1 Spis treści ... 2
2 Silniki bezszczotkowe z magnesami trwałymi ... 4
2.1 Budowa silników bezszczotkowych z magnesami trwałymi ... 7
2.2 Kształtowania rozkładu pola wzbudzonego magnesami trwałymi ... 8
3 Materiały ... 12
3.1 Materiały magnetyczne miękkie ... 12
3.2 Materiały przewodowe ... 13
3.3 Materiały magnetyczne twarde ... 14
3.4 Punkt pracy magnesów trwałych ... 17
4 Projektowanie maszyn elektrycznych – wiadomości ogólne ... 24
4.1 Procedura projektowania silników ... 24
4.2 Parametry wejściowe ... 26
4.3 Moc wewnętrzna maszyny ... 27
4.4 Struktura ... 29
5 Projekt sinika z magnesami trwałymi – nowa konstrukcja ... 30
5.1 Dane wejściowe ... 30
5.2 Dobór wymiarów głównych silnika ... 30
5.3 Dobór wysokości szczeliny powietrznej ... 32
5.4 Dobór wysokości magnesów trwałych ... 32
6 Projekt silnika z magnesami trwałymi - adaptacja ... 33
6.1 Dane wejściowe do obliczeń ... 33
6.2 Parametry magnesów trwałych ... 34
6.3 Szczelina powietrzna ... 34
6.4 Wysokość magnesów trwałych ... 35
6.5 Wysokość jarzma wirnika ... 36
6.6 Sprawdzenie ... 37
7 Projekt uzwojenia twornika ... 38
7.1 Rodzaje uzwojeń silników prądu przemiennego ... 38
7.2 Podstawowe założenia dotyczące budowy uzwojenia twornika ... 38
7.2.1 Liczba faz ... 39
7.2.2 Liczba żłobków i biegunów ... 39
7.3 Współczynnik uzwojenia ... 40
7.3.1 Współczynnik skrótu cewki ... 40
7.3.2 Współczynnik grupy cewki ... 41
7.3.3 Współczynnik uzwojenia ... 41
7.4 Liczba zwojów szeregowych ... 41
7.5 Drut nawojowy ... 41
8 Wymiary obwodu magnetycznego stojana ... 44
8.1 Wysokość jarzma stojana ... 44

8.2 Szerokość zęba stojana 44
8.3 Wymiary żłobka stojana 44
8.4 Średnica zewnętrzna stojana 46
9 Model geometryczny silnika w programie Inventor 47
10 Parametry silnika bezszczotkowego z magnesami trwałymi 48
11 Literatura 49
12 Załączniki 50

2 Silniki bezszczotkowe z magnesami trwałymi

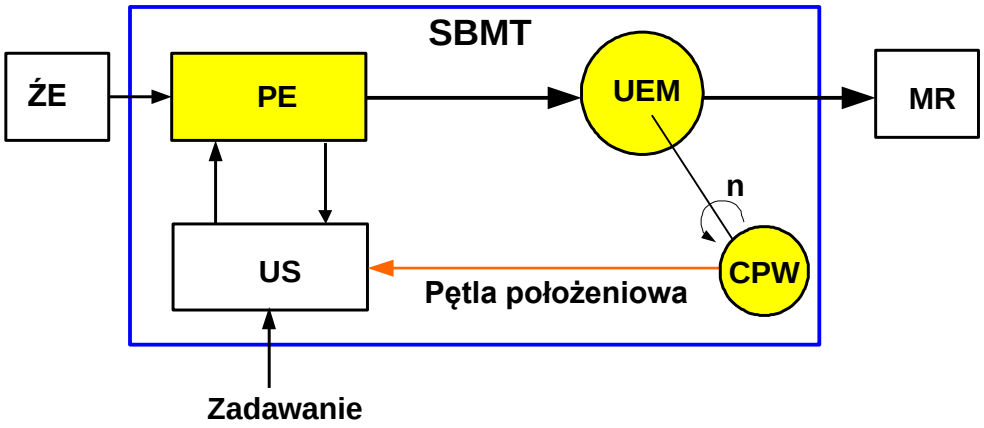
Rozwój maszyn elektrycznych jest ściśle związany z rozwojem inżynierii materiałowej jak również przyrządów półprzewodnikowych mocy (MOSFET, IGBT) i mikroprocesorów stanowiących podstawowe elementy współczesnych układów energoelektronicznych do przetwarzania i sterowania mocy elektrycznej. Zastosowanie magnesów trwałych (MT) o dużych gęstościach energii pozwala budować maszyny elektryczne, które charakteryzują się lepszymi parametrami eksploatacyjnymi np. większym momentem, wyższą sprawnością. Różnorodność parametrów magnetycznych i mechanicznych magnesów wpływa na wielką różnorodność konstrukcji wytwarzanych obecnie maszyn elektrycznych z MT. Pełne wykorzystanie możliwości rozwojowych maszyn bezszczotkowych wzbudzanych MT o dużych gęstościach energii, wymaga badań w obszarze obejmującym: analizę zachodzących zjawisk w procesie przetwarzania energii elektromechanicznej; metody modelowania i symulacji; projektowanie; optymalizację; identyfikację parametrów i diagnostykę.



Rys. 2.1 Podstawowy podział maszyn elektrycznych.

Pod pojęciem silnika bezszczotkowego z magnesami trwałymi (SBMT) rozumie się wszystkie silniki wzbudzane magnesami trwałymi (magnetoelektrycznie), które mogą być zasilane ze źródła energii elektrycznej poprzez przekształtnik energoelektroniczny. Funkcją przekształtnika jest realizacja transformacji energii źródła zasilania według określonego algorytmu sterowania. Należy podkreślić, że istotną cechą algorytmu sterowania jest zasada sterowania wewnętrznego (z pętlą położeniową)*, tzn. nadrzędnym sygnałem sterowania jest sygnał określony położeniem kątowym wirnika SBMT. Tak określony algorytm sterowania powoduje, że SBMT ma właściwości ruchowe (charakterystyki mechaniczne) analogiczne do właściwości ruchowych silnika prądu stałego z komutatorem

elektromechanicznym. Stąd często spotykana nazwa to: silnik bezszczotkowy prądu stałego (ang. brushless dc motor).



Rys. 2.2. Schemat układu napędowego z silnikiem bezszczotkowym z magnesami trwałymi (SBMT): UEM – układ elektromechaniczny silnika, ŹE – źródło energii elektrycznej, PE - przekształtnik energoelektroniczny, US – układ sterowania, CPW – czujnik położenia wirnika, MR – maszyna robocza (obciążenie)

W literaturze dotyczącej silników bezszczotkowych używa się jeszcze określeń PMSM, BLDC. Silnik PMSM / silnik synchroniczny w którym częstotliwość

It is the author's opinion that the difference between trap and sine [brushless motors] is surrounded by more misunderstanding and confusion than any other subject in the field of brushless motor control. [James Mevey]

Napędy wykorzystujące SBMT cieszą się obecnie dużą popularnością [11]. Opanowują one coraz szerszy obszar zastosowań: od silników małej mocy – wykorzystywanych w napędach dysków komputerowych, czy też licznych urządzeniach AGD, poprzez silniki w układach napędowych samochodów hybrydowych i elektrycznych oraz dużych jednostek morskich skończywszy [4, 3, 8]. Popularność MBMT wynika z ich doskonałych właściwości regulacyjnych, które predysponują je do zastosowań w systemach napędowych realizujących wysokiej jakości regulację prędkości obrotowej lub położenia [3, 8].

SBMT, w porównaniu z maszynami indukcyjnymi i maszynami komutatorowymi prądu stałego, wyróżniają się:

- wyższym stosunkiem momentu obrotowego do momentu bezwładności,
- wyższym stosunkiem mocy do masy,
- wyższą sprawnością,
- mniejszą awaryjnością.

Ponadto SBMT charakteryzują się dobrym rozpraszaniem ciepła (straty energii występują praktycznie w stojanie, skąd ciepło może być łatwo odprowadzane poprzez kadłub, a w przypadku silników o większych mocach może być zastosowany układ chłodzenia wodnego), małą bezwładnością wirnika oraz możliwością pracy w bardzo szerokim zakresie prędkości obrotowej.

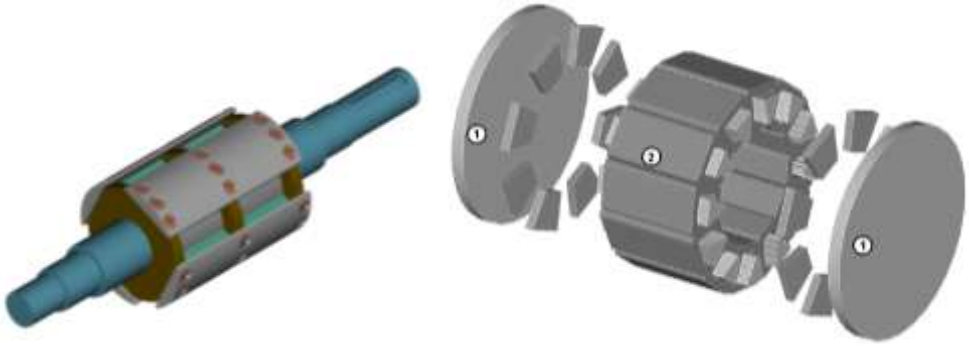
Zastosowanie magnesów trwałych o dużych gęstościach energii stwarza nowe problemy zarówno w budowie samych SBMT, jaki i w projektowaniu zintegrowanych z nimi komutatorów (układów)

energoelektronicznych oraz układów sterujących. Jednym z ważniejszych problemów do rozwiązania to odpowiednie kształtowanie rozkładu pola magnetycznego w SBMT, poprzez dobór struktury ich obwodów magnetycznych. Rozkład pola magnetycznego ma decydujący wpływ na parametry całkowe i właściwości eksploatacyjne SBMT

2.1 Budowa silników bezszczotkowych z magnesami trwałymi

SBMT budowane są w różnorodnych rozwiązaniach konstrukcyjnych, różniących się przede wszystkim konstrukcją twornika i obwodu wzbudzenia. Zasadniczy podział SBMT wynika z ich struktury elektromagnetycznej, buduje się silniki o strukturze:

- walcowej,
- tarczowej.



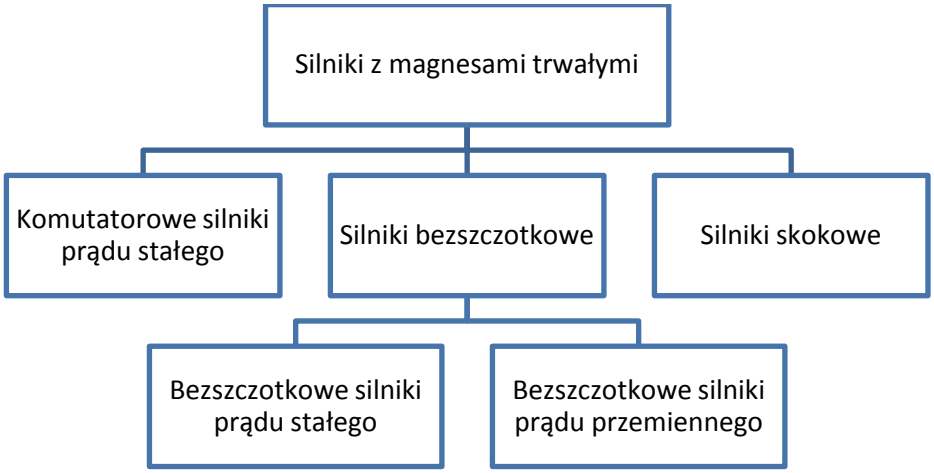
Rys. 2.3 Konstrukcje SBMT

Drugi zasadniczy podział SBMT wynika z rozkładu indukcji w jego szczelinie Z rozkładem indukcji stowarzyszony jest przebieg napięcia indukowanego (SEM) rotacji. Wg kryterium przebiegu napięcia indukowanego wyróżnia się:

- silniki z trapezoidalnym przebiegiem napięcia indukowanego rotacji, zasilane prądem o przebiegu prostokątnym (w przybliżeniu) – przebiegi analogiczne do prądu w cewkach klasycznych silników prądu stałego (silniki komutatorowe),

- silniki z sinusoidalnym przebiegiem napięcia indukowanego rotacji, zasilane prądem o przebiegu sinusoidalnym – przebiegi analogiczne do prądu w cewkach klasycznych silników prądu przemiennego (silniki synchroniczne).

Od przebiegu napięcia indukowanego rotacji zależy metoda określania położenia kątowego wirnika SBMT.

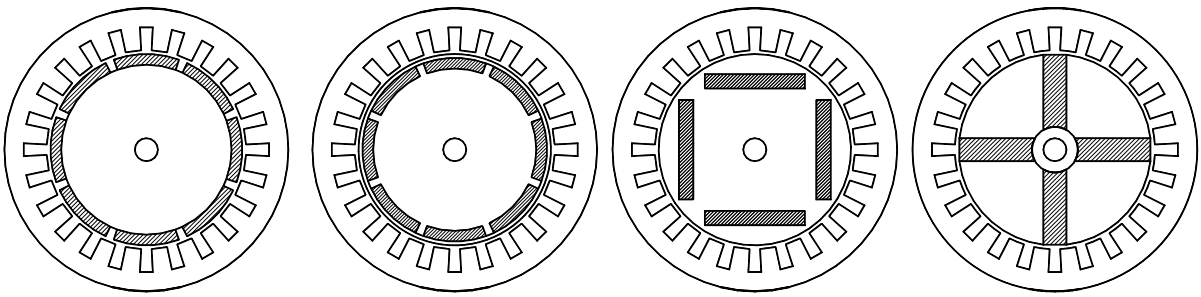


Rys. 2.4. Podział silników z magnesami trwałymi

2.2 Kształtowania rozkładu pola wzbudzonego magnesami trwałymi

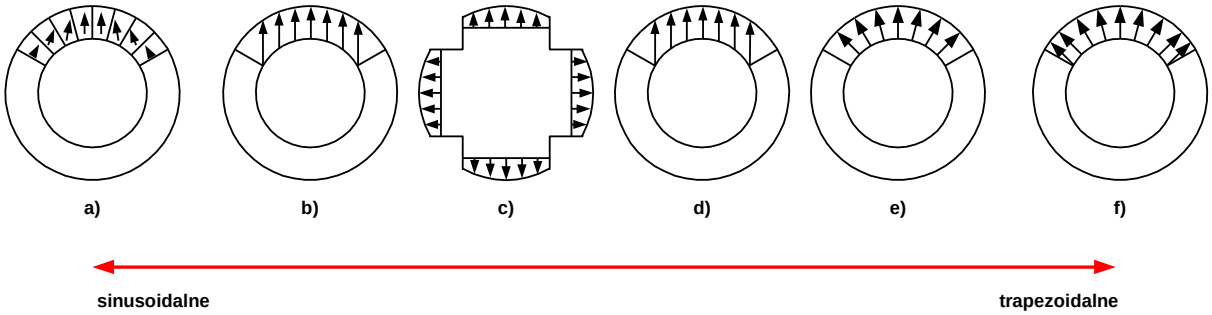
Najczęściej projektuje się silniki o strukturze walcowej, z magnesami spolaryzowanymi radialnie do osi wirnika. Najczęściej stosowane konstrukcje wirników silników cylindrycznych przedstawiono schematycznie na rys. . Różnią się one przede wszystkim kształtem magnesów i sposobem ich mocowania. Można wyróżnić następujące konstrukcje wirnika:

- magnesy mocowane (klejone) na powierzchni rdzenia wirnika (ang. surface mounted magnets),
- magnesy umieszczone w rdzeniu tuż pod powierzchnią wirnika – mocowane za pomocą tulei lub bandaża (ang. inset mounted magnets),
- magnesy zagłębione w rdzeniu wirnika (ang. buried, interior magnets),
- magnesy ułożone promieniowo z koncentracją strumienia (ang. flux concentration).



Rys. 2.5. Wybrane struktury wirników walcowych SBMT: a) magnesy mocowane (klejone) na powierzchni wirnika, b) magnesy umieszczone tuż pod powierzchnią wirnika, c) magnesy zagłębione w wirniku, d) magnesy ułożone promieniowo z koncentracją strumienia

Kształt pola w szczelinie determinuje sposób zasilania silnika. W celu uzyskania przebiegu momentu bez pulsacji dla silnika o sinusoidalnym rozkładzie indukcji wymagane jest zasilanie prądem sinusoidalnym, a dla silników o trapezoidalnym rozkładzie pola wymagany jest trapezoidalny przebieg prądów zasilania



Rys. 2.6. Możliwości kształtowania rozkładu pola w szczelinie roboczej silników z magnesami trwałymi mocowanymi powierzchniowo: a) macierz Hallbacha, b) rozmagnesowanie krańców magnesu, c) kształtowanie szczeliny roboczej, d) magnesowanie równoległe, e) magnesowanie promieniowe, f) domagnesowanie krańców magnesu 7

Mocowanie powierzchniowe MT

Najpowszechniej stosowanym sposobem mocowania magnesów trwałych jest mocowanie powierzchniowe przy zastosowaniu magnesów w kształcie wycinka pierścienia. Wówczas, w celu właściwego ukształtowania pola w szczelinie roboczej, należy dobrać odpowiedni kierunek magnesowania magnesów trwałych (rys. 2.6). Jest to stosunkowo proste i tanie rozwiązanie w przypadku, gdy chcemy uzyskać trapezoidalny rozkład indukcji – stosując magnesy izotropowe namagnesowane promieniowo (rys. 2.6e). Rozkład bardziej trapezoidalny uzyskamy stosując magnesy o większej gęstości energii przy brzegach (rys. 2.6f), co przeciwdziała efektowi rozproszenia.

W celu uzyskania rozkładu sinusoidalnego przy mocowaniu powierzchniowym należy stosować bardziej skomplikowane metody magnesowania lub specjalne układy magnesów trwałych. Wpływa to na wzrost kosztów oraz powoduje komplikacje w procesie produkcji. Rozkład sinusoidalny uzyskamy stosując:

- specjalny układ magnesów o różnym kierunku magnesowania, zwanych macierzą Halbacha 12,
- układy zwiększające efekt rozproszenia na krańcach magnesów,
- kształtując odpowiednio szczelinę roboczą np. poprzez zastosowanie nabiegunników.

Rys. 2.7. Wirnik z mocowaniem powierzchniowym magnesów trwałych

Do wad montażu powierzchniowego należy zaliczyć konieczność zabezpieczenia magnesów przed wpływem sił odśrodkowych przy dużych prędkościach oraz przed rozmagnesowaniem. W celu poprawienia pewności mocowania magnesów stosuje się bandażowanie jednak powoduje to zwiększenie szczeliny roboczej. W przypadku mocowania powierzchniowego istnieją ograniczone możliwości pracy w stanie odwzbudzenia szczególnie istotnego w przypadku napędów trakcyjnych.

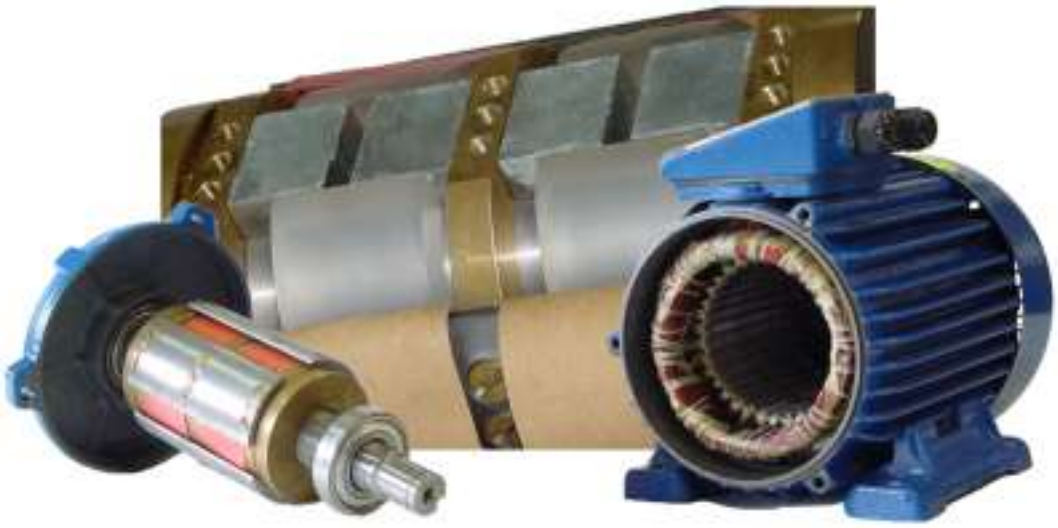
Mocowanie zagłębione MT

Główną zaletą stosowania silników z magnesami trwałymi zagłębionymi jest stosunkowo prosta możliwość kształtowania rozkładu pola w szczelinie roboczej przy zastosowaniu prostopadłościennych magnesów trwałych (rys. 2.5 c,d). Dodatkowo, konstrukcje te cechuje duża odporność na rozmagnesowanie, działanie sił odśrodkowych i możliwość pracy przy osłabionym polu wzbudzenia 1.

Do silników z magnesami trwałymi zagłębionymi zaliczamy:

- silniki z magnesami wewnętrznymi (rys. 2.5 c),
- silniki z magnesami mocowanymi przy pomocy nabiegunników,
- silniki z magnesami zagłębionymi (koncentracją pola) rozłożone symetrycznie (rys. 2.5 d),

Jedną z metod kształtowania rozkładu indukcji w szczelinie roboczej silników z zagłębionymi magnesami trwałymi jest zastosowanie odpowiednio ukształtowanego nabiegunnika. Metodę tą stosuje się również w klasycznych maszynach synchronicznych w celu uzyskania sinusoidalnego rozkładu indukcji. Jej zalety – prosta w pełni rozłączna konstrukcja, łatwy sposób wymiany magnesów oraz zmiany geometrii szczeliny roboczej – powodują, że ma ona szczególnie duże znaczenie w przypadku badań doświadczalnych na silnikach z magnesami trwałymi 9.



Rys. 2.8. Silnik z mocowaniem zagłębionym MT

Tabela 2.1 Porównanie cech silników z mocowaniem powierzchniowym i zagłębionym MT

mocowanie powierzchniowe MT	mocowanie zagłębione MT
indukcja w szczelinie mniejsza niż indukcja remanencji	indukcja w szczelinie może być większa od indukcji remanencji
prosta konstrukcja silnika	konstrukcja stosunkowo złożona
mała moc obwodów twornika	duża moc obwodów twornika, droższy przekształtnik
magnesy nie są zabezpieczone przed odmagnesowaniem	magnesy są zabezpieczone przed odmagnesowaniem
mała odporność na działanie sił odśrodkowych	odporność na działanie sił odśrodkowych
prądy wirowe w magnesach trwałych	brak prądów wirowych w magnesach trwałych
ograniczone możliwości pracy w stanie odwzbudzenia	możliwość pracy przy osłabionym polu wzbudzenia
	stosunkowo prosta możliwość kształtowania rozkładu pola w szczelinie roboczej

3 Materiały

Rozwój inżynierii materiałowej jest w coraz większym stopniu motorem/podstawą rozwoju innych dziedzin gospodarki. Dynamiczny rozwój w zakresie materiałów magnetycznych (miękkich oraz twardych) stwarza nowe możliwości budowy maszyn elektrycznych, poszerza zakres ich zastosowań (maszyny ultra i wysokoobrotowe). Analizę właściwości i podział materiałów magnetycznych należy przeprowadzić biorąc pod uwagę stopień uporządkowania atomów [Sosiński]

- amorficzna 0 – 0,5nm
- nanokrystaliczna 1nm – 20nm
- mikrokrystaliczna 0,1 – 10 mm
- krystaliczna (niezorientowana i zorientowana)

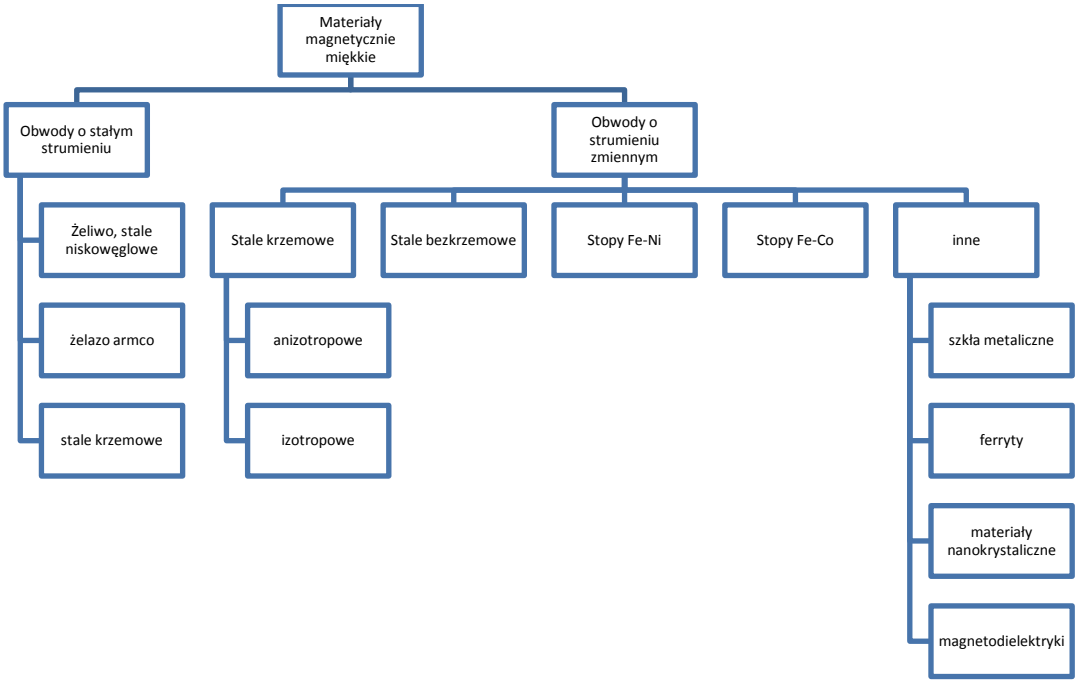
3.1 Materiały magnetyczne miękkie

Materiały magnetycznie miękkie stosuje się do budowy obwodu magnetycznego stojana i wirnika. Podstawowymi parametrami charakteryzującymi te materiały są i decydującymi o ich zastosowaniu są indukcja nasycenia oraz stratność.[SME2010 Tomczuk]. Ferromagnetyki miękkie powinny charakteryzować się:

- dużą indukcją nasycenia,
- wąską pętlą histerezy,
- dużą rezystywnością,
- dużą przenikalnością magnetyczną.

Wśród materiałów magnetycznie miękkich stosowanych do budowy obwodów magnetycznych urządzeń o zmiennym polu magnetycznym możemy wymienić:

- stale bezkrzemowe,
- stale krzemowe,
- stopy niklowo-żelazowe (permaloj, ang. permmaloy),
- stale kobaltowo-żelazowe (permendur) ,
- inne [KOMEL 2010, Król Rossa].



Zestawienie parametrów ferromagnetyków miękkich przedstawiono w tabeli

Materiał	Stratność (0,2T 25KHz)	Indukcja nasycenia
	W/kg	T
Permaloy	14	0,7-1,5
Ferryt	17	0,6
Taśma amorficzna (30-50um)	5	0,57-,77
Taśma amorficzna (20um)	3	1,25

Dane blach elektrotechnicznych

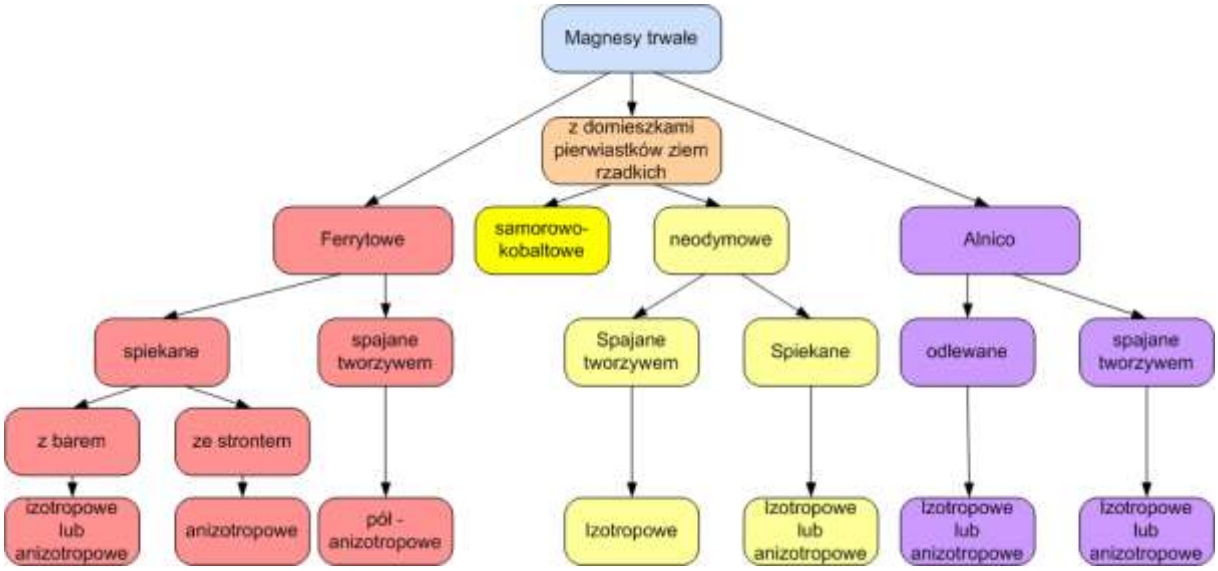
http://www.sura.se/Sura/hp_main.nsf/startupFrameset?ReadForm

3.2 Materiały przewodowe

3.3 Materiały magnetyczne twarde

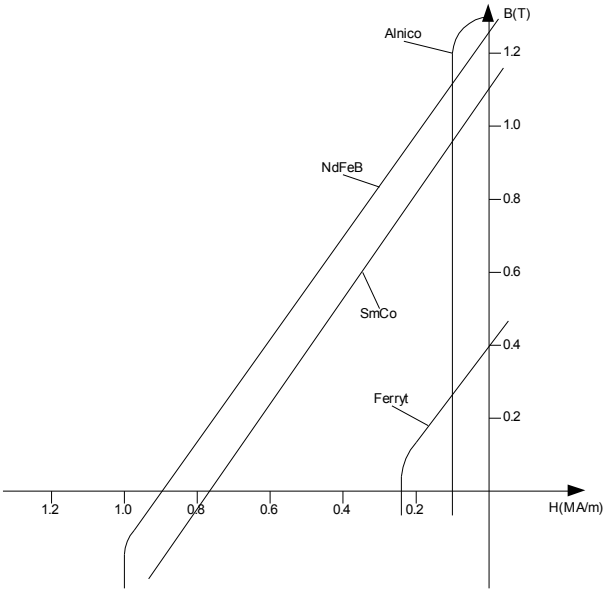
Stosowane najczęściej w maszynach elektrycznych magnesy trwałe można podzielić na kilka podstawowych grup w zależności od rodzaju zastosowanego materiału magnetycznie trwałego oraz technologii ich wykonania (odlewanie, spiekanie, spajanie tworzywem). Wśród materiałów wykorzystywanych do budowy magnesów można wyróżnić:

- magnesy ceramiczne: ferryty baru (BaFe12O19) oraz ferryty strontu (SrFe12O19),
- magnesy z domieszkami pierwiastków ziem rzadkich: samorowo-kobaltowe (SmCo2) oraz neodymowe (Nd2Fe14B).



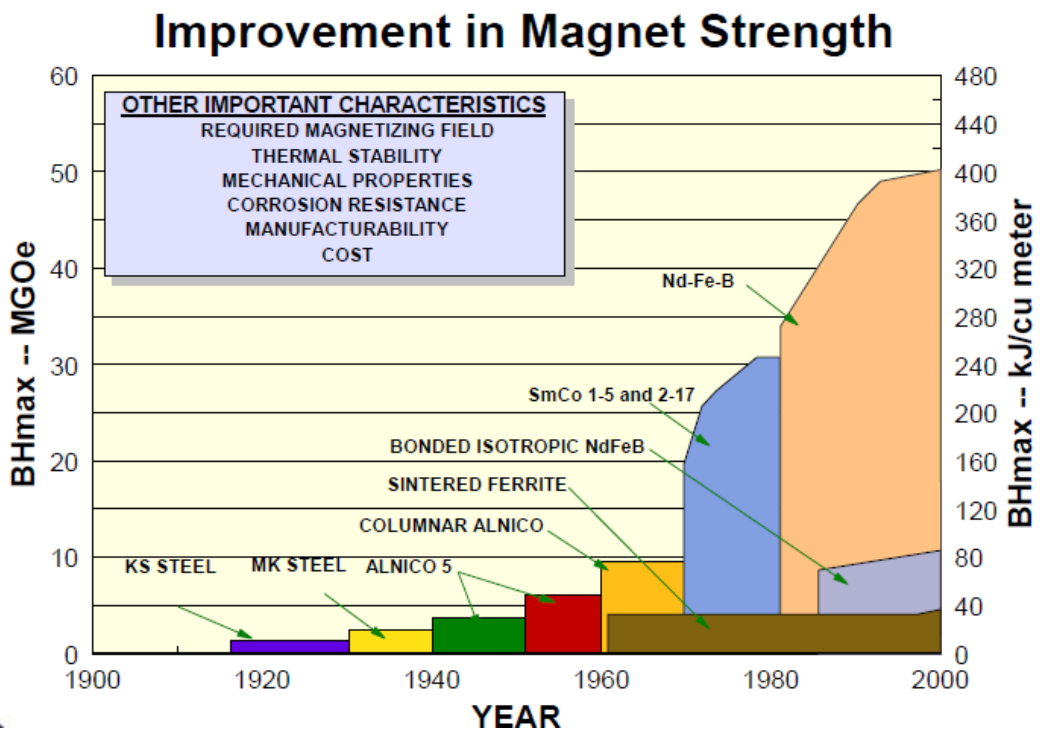
Rys. 3.1. Podział magnesów trwałych w zależności od rodzaju zastosowanego materiału oraz od technologii wykonania

Podstawowe właściwości fizyczne magnesu, takie jak indukcja remanencji (Br) czy natężenie pola koercji (Hc) można odczytać z części pętli histerezy B=f(H) leżącej w drugiej ćwiartce nazywanej charakterystyką odmagnesowania (rys. 3.2).



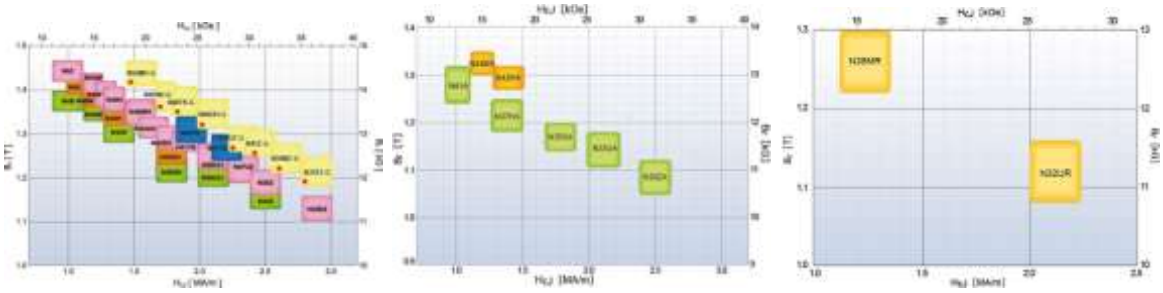
Rys. 3.2 Charakterystyki odmagnesowania magnesów trwałych

Wartość gęstości energii pola magnetycznego wzbudzanej magnesami trwałymi przedstawia iloczyn BH– w katalogach podawana jest wartość maksymalna energii na jednostkę objętości $(BH)_{max}$ (tabela 3.1).



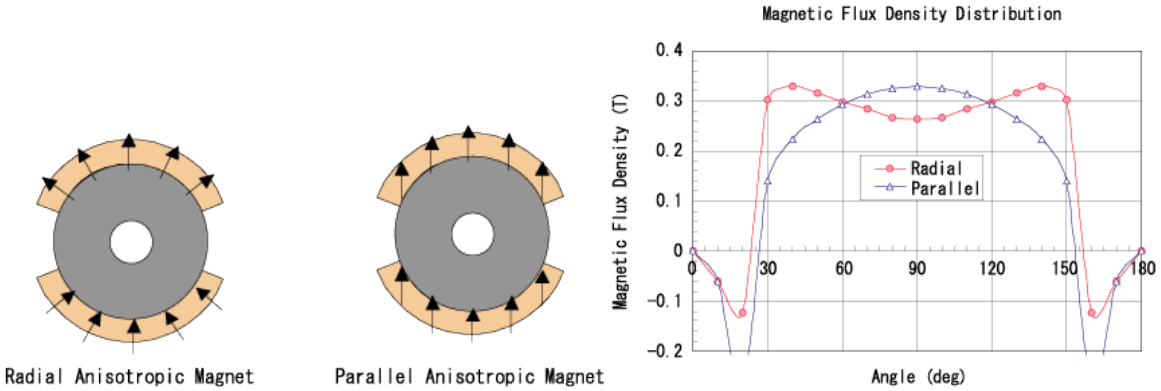
Rys. 3.3 Gęstości energii magnesów trwałych [www.arnoldmagnetics.com]

Parametry magnesów trwałych zależą od zastosowanego materiału, technologii ich wykonania, kształtu, kierunku magnesowania. Magnesy wykonuje się jako płytki prostopadłościenne (bloczki, sztabki), walce lub pierścienie. Magnesy prostopadłościenne mogą być magnesowane w kierunku prostopadłym lub równoległym do kierunku walcowania. W przypadku magnesów w kształcie pierścienia – stosuje się magnesowanie promieniowe lub równoległe (rys). Producenci magnesów trwałych dopuszczają możliwość wykonania magnesów o innych kształtach lub innym kierunku magnesowania po uprzednim uzgodnieniu potrzeb i możliwości technologicznych. Możliwości obróbki mechanicznej gotowych magnesów są ograniczone – np. możliwe jest wiercenie otworów, wgłębień czy rowków tylko i wyłącznie w osi prasowania.



Rys. 3.4 Parametry magnesów NdFeB a) prostopadłościennych magnesowanych prostopadle, b) prostopadłościennych magnesowanych równolegle oraz c) magnesów w kształcie pierścienia –[www.shinetsu-rare-earth-magnet.jp]

Kształt magnesów, sposób ich umocowania w wirniku oraz kierunek magnesowania ma wpływ na rozkład indukcji w szczelnie silników.



Rys. 3.5

Podstawowe etapy procesu produkcji magnesów trwałych z domieszkami ziem rzadkich [shinetsu]

1. Tlenki ziem rzadkich są poddawane procesowi rozdrabniania i rafinacji (oczyszczania).
2. Przygotowywane są kompozyty z odpowiednich porcji materiałów bazowych (metali ziem rzadkich, żelaza, kobaltu) topionych w piecach indukcyjnych w środowisku próżni.
3. Bloki (wlewki) kompozytu są rozdrabnianie (szlifowanie lub ścieranie) w atmosferze gazów osłonowych (azotu i argonu) w celu uzyskania proszków o wielkości rzędu kilku mikronów.
4. Formowanie magnesów w procesie prasowania w polu magnetycznym – proszek magnetyczny umieszczany jest w formach w których jest prasowany i poddawany oddziaływaniu pola magnetycznego; stosuje się dwie metody prasowania – równolegle i prostopadłe w zależności od kierunku prasowania i działania pola magnetycznego; magnesy w kształcie pierścienia są prasowane równolegle; magnesy wytwarzane metodą prostopadłą charakteryzują się lepszymi właściwościami magnetycznymi.
5. Spiekanie – przeprowadzanie w próżni lub w atmosferze gazów osłonowych, w różnych temperaturach w zależności od typu magnesu. W tym procesie zwiększa się gęstość magnesów i zmniejsza ich objętość (około 50%).
6. Wyżarzanie - starzenie magnesów – w celu poprawienia właściwości magnetycznych i stabilności parametrów.
7. Kontrola jakości i parametrów magnesów
8. Obróbka mechaniczna – przez szlifowanie magnesów – diament
9. Platerowanie

Tabela 3.1 Właściwości materiałów magnetycznych stosowanych do budowy magnesów trwałych

			SmCo5	NdFeB	ferryt	AlNiCo
Indukcja remanencji	B_r	[T]	0.85 – 1	1 – 1.41	0.3 – 0.45	1.25
Gęstość energii	$(BH)_{max}$	[kJ/m3]	145 – 200	200 – 420	20 – 40	50
Natężenie koercji	${}_BH_c$	[kA/m]	>1600	1040 - 3000	240 – 320	55
Dopuszczalna temp.	T_{max}	[ºC]	250	80 – 200	150 – 200	450 - 500
Cena	-	[€/kg]	120	50 €/kg	15-20 €/kg	

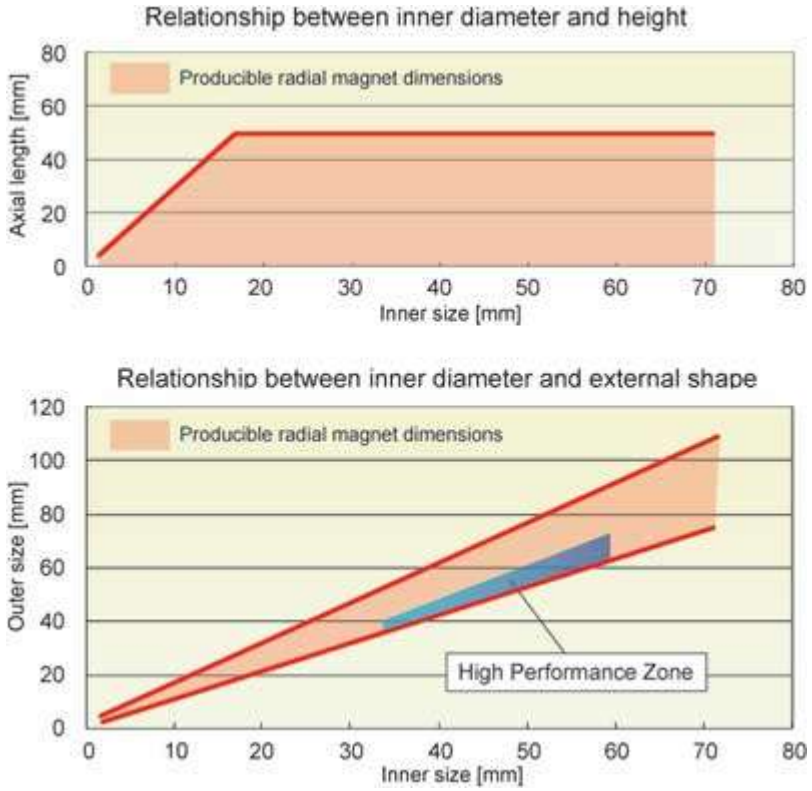
Z punktu widzenia projektowania maszyn elektrycznych najbardziej interesującymi parametrami charakteryzują się magnesy wykonane z domieszkami pierwiastków z ziem rzadkich. Posiadają one największą wartość gęstości energii (BH_{max}) co oznacza, że stosując takie magnesy można zasadniczo zmniejszyć rozmiar magneśnicy, a więc i gabaryty maszyny. Duże wartości natężenia pola koercji zapewniają odpowiednią wytrzymałość w przypadku oddziaływania odmagnesowującego (zwarcia). Wartość indukcji w szczelnie wyznacza punkt przecięcia charakterystyki odmagnesowania i prostej

szczeliny (rys. 1). Wartości indukcji w szczelnie MBMT mogą osiągnąć wartości rzędu 0,8-1T i ograniczone są maksymalnymi wartościami indukcji w zębach stojana. W przypadku magnesów neodymowych ograniczony jest zakres dopuszczalnych temperatur pracy – należy więc zapewnić warunki pracy magnesu w pobliżu temperatury T.

Magnesy neodymowe muszą być zabezpieczane za pomocą powłok antykorozyjnych (nikiel,miedź)

Zastosowanie magnesów trwałych o dużych gęstościach energii związane jest z określonymi trudnościami technologicznymi. Magnesy wykonane z pierwiastków ziem rzadkich są stosunkowo kruche, co w praktyce wyklucza możliwość obróbki mechanicznej. Powtarzalność wymiarów magnesów jest mała co powoduje konieczność wyboru takich struktur wirników, w których magnesy nie uczestniczą w łańcuchach pasowań istotnych dla niezawodnego działania.

Dopuszczalne wymiary magnesów trwałych wykonywanych w kształcie pierścienia.



Rys. 3.6

Innym problemem związanym z zastosowaniem magnesów trwałych jest rozprzestrzenianie się pola magnetycznego w zakładzie pracy. Może to doprowadzić do trwałego namagnesowania stalowych części narzędzi, obrabiarek, przyrządów pomiarowych, i innych. Wpływa to negatywnie na bezpieczeństwo pracy i jakość wykonywanych produktów. [Sosiński]

3.4 Punkt pracy magnesów trwałych

W celu wyznaczenia punktu pracy magnesu trwałego przyjęto następujące założenia upraszczające:

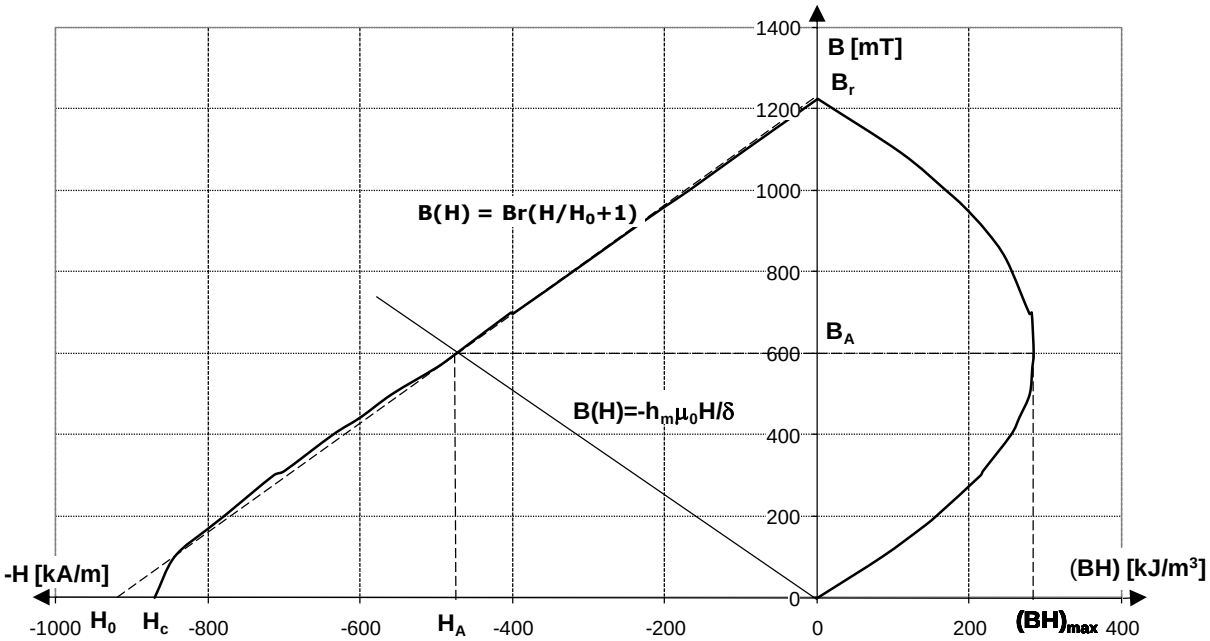
- jarzmo stojana i jarzmo wirnika posiadają nieskończenie wielką przenikalność względną,
- szczelina robocza ma stałą długość na całej szerokości magnesu,
- prostokątny przebieg indukcji w szczelinie,

- jednorodny rozkład indukcji w magnesie.

Charakterystykę odmagnesowania magnesów trwałych można aproksymować prostą o równaniu:

$$B_m(H_m) = B_r(1 + \frac{H_m}{H_c}) \tag{3.1}$$

gdzie: B_m, H_m – indukcja i natężenia pola w punkcie pracy MT, B_r – indukcja remanencji, H_c - natężenie pola koercji.



Rys. 3.7 Graficzne wyznaczanie punktu pracy magnesu trwałego

Równanie przepływu dla uproszczonego modelu szczelina-magnes w stanie bezprądowym (bieg jałowy):

$$H_m h_m + H_\delta \delta = 0 \tag{3.2}$$

gdzie: h_m - wysokość magnesu, δ - wysokość szczeliny powietrznej.

Uwzględniając zależność na indukcję w szczelinie

$$B_\delta = H_\delta \delta \tag{3.3}$$

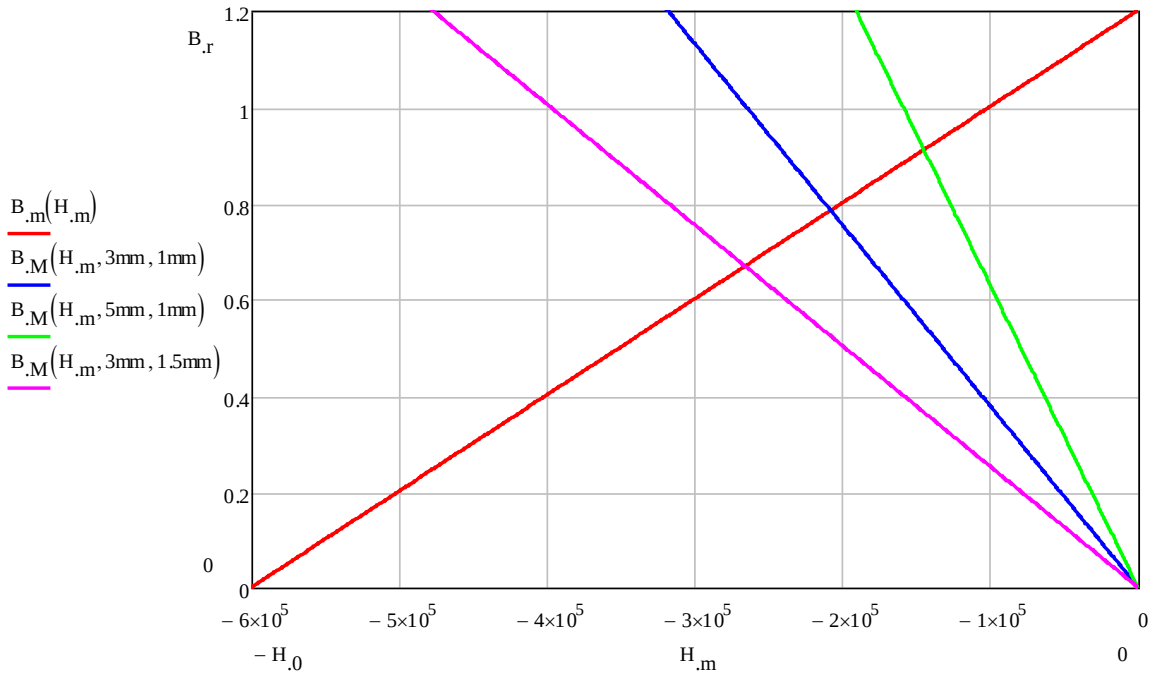
oraz zakładając stałość strumienia przenikającego magnes i szczelinę można wyznaczyć zależności opisujące punkt pracy magnesu trwałego:

$$B_m = \frac{B_r}{1+\sigma_{lm}\mu_r\frac{\delta}{h_m}} \tag{3.4}$$

$$H_m = \frac{H_c}{1+\frac{1}{\sigma_{lm}\mu_r}\frac{h_m}{\delta}} \tag{3.5}$$

Gdzie: σ_{lm} - współczynnik rozproszenia strumienia magnesów trwałych.

Punkt pracy magnesu trwałego zależy od stosunku wysokości szczeliny powietrznej do wysokości magnesu trwałego (rys. 3.8)



Rys. 3.8 Wpływ wysokości magnesu trwałego i szczeliny powietrznej na punkt pracy magnesu trwałego

Uwzględnienie rozmagnesowującego oddziaływania twornika

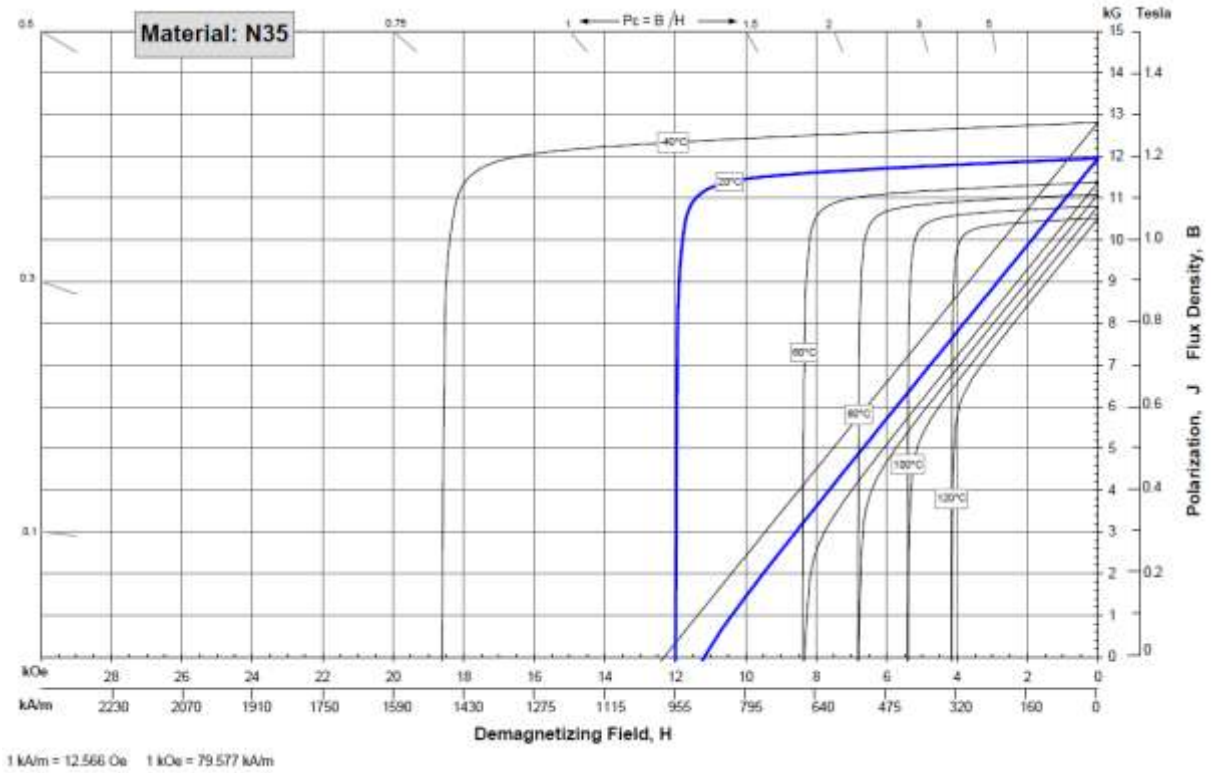
Uwzględnienie temperaturowych współczynników remanencji oraz koercji.

Wpływ temperatury na punkt pracy magnesów trwałych można uwzględnić przez definicję temperaturowych współczynników remanencji oraz koercji wyrażone w [%/C].

$$k_{TBr} = \frac{1}{B_r}\frac{\mathrm{d}B_r}{\mathrm{d}T}100 \tag{3.6}$$

$$k_{THcj} = \frac{1}{H_{cj}}\frac{\mathrm{d}H_c}{\mathrm{d}T}100 \tag{3.7}$$

Przykładowe wartości współczynników temperaturowych dla magnesów neodymowych to $k_{TBr} = -0{,}09 \ldots -0{,}15$, oraz $k_{THcj} = -0{,}4 \ldots -0{,}8$.

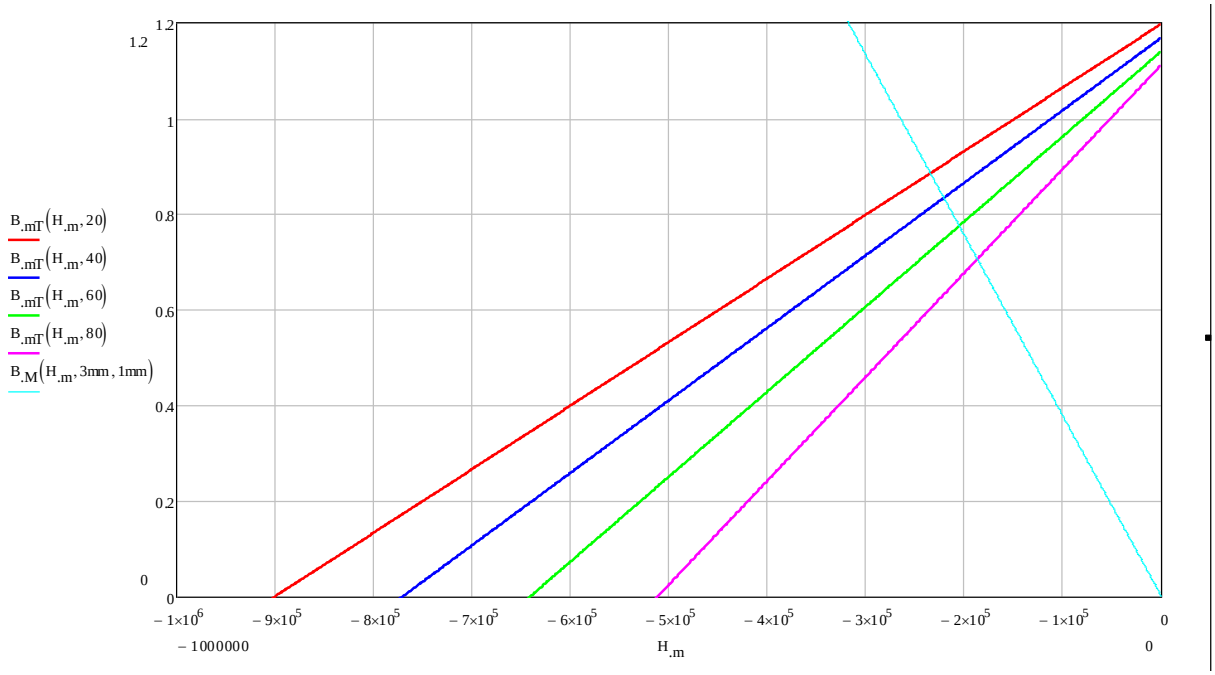


Rys. 3.9 Krzywa odmagnesowania magnesów trwałych typu NdFeB N35 [Arnold Magnetics]

Obliczony punkt pracy jest korygowany z uwzględnieniem przewidywanej temperatury magnesu trwałego zgodnie z zależnościami:

$$B_r^t = B_r^{20}[1 + k_{TBr}\frac{t-20}{100}] \tag{3.8}$$

$$H_{cj}^t = H_{cj}^{20}[1 + k_{THcj}\frac{t-20}{100}] \tag{3.9}$$

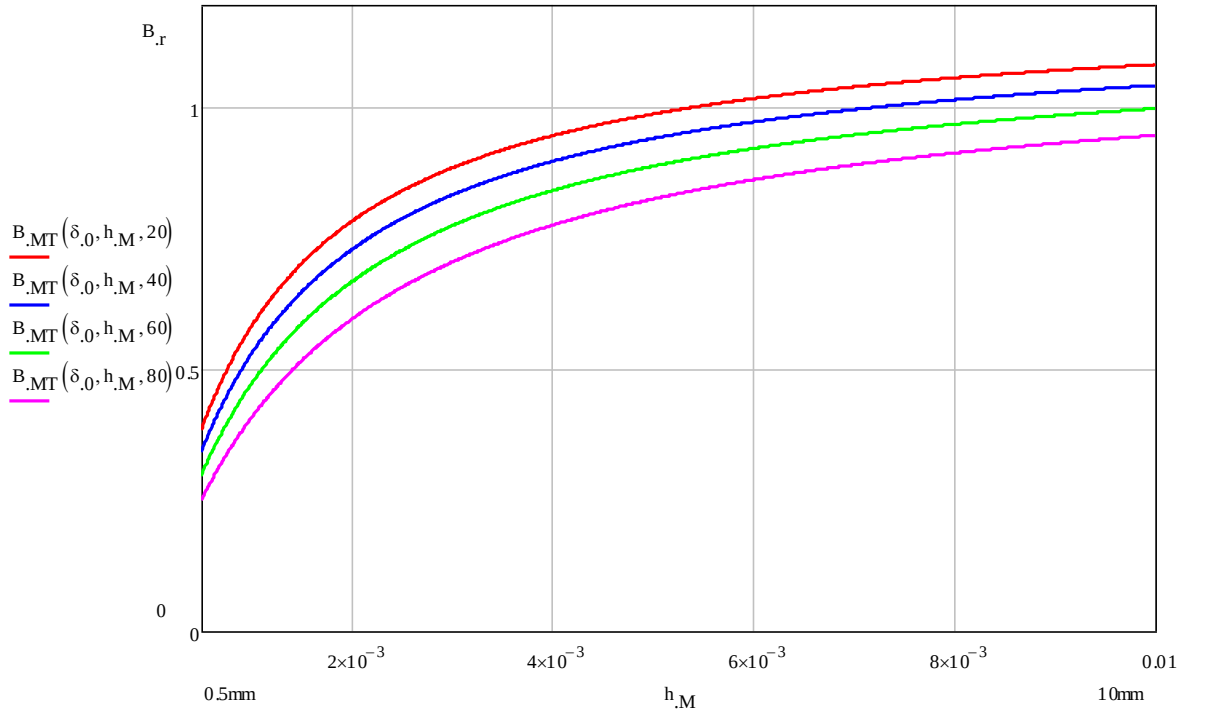


Rys. 3.10 Wpływ zmiany temperatury na wyznaczenie punktu pracy magnesu trwałego

Wartość indukcji w szczelinie, z uwzględnieniem wpływu temperatury, można zapisać równaniem:

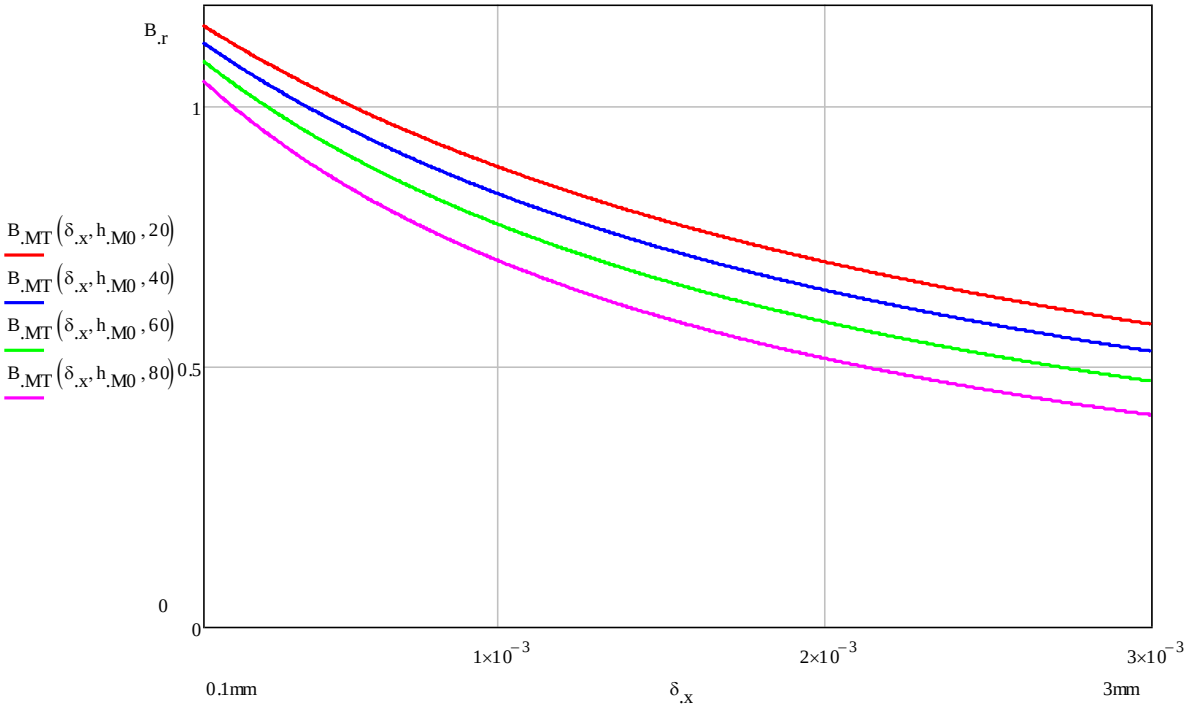
$$B_m = \frac{B_r^{20}\left[1+k_{TBr}\frac{t-20}{100}\right]}{1+\frac{1+k_{TBr}\frac{t-20}{100}}{1+k_{THcj}\frac{t-20}{100}}\sigma_{lm}\mu_r\frac{\delta}{h_m}} \tag{3.10}$$

Wpływ zmiany temperatury i wysokości magnesu na wartość indukcji w szczelinie pokazano na rysunku .



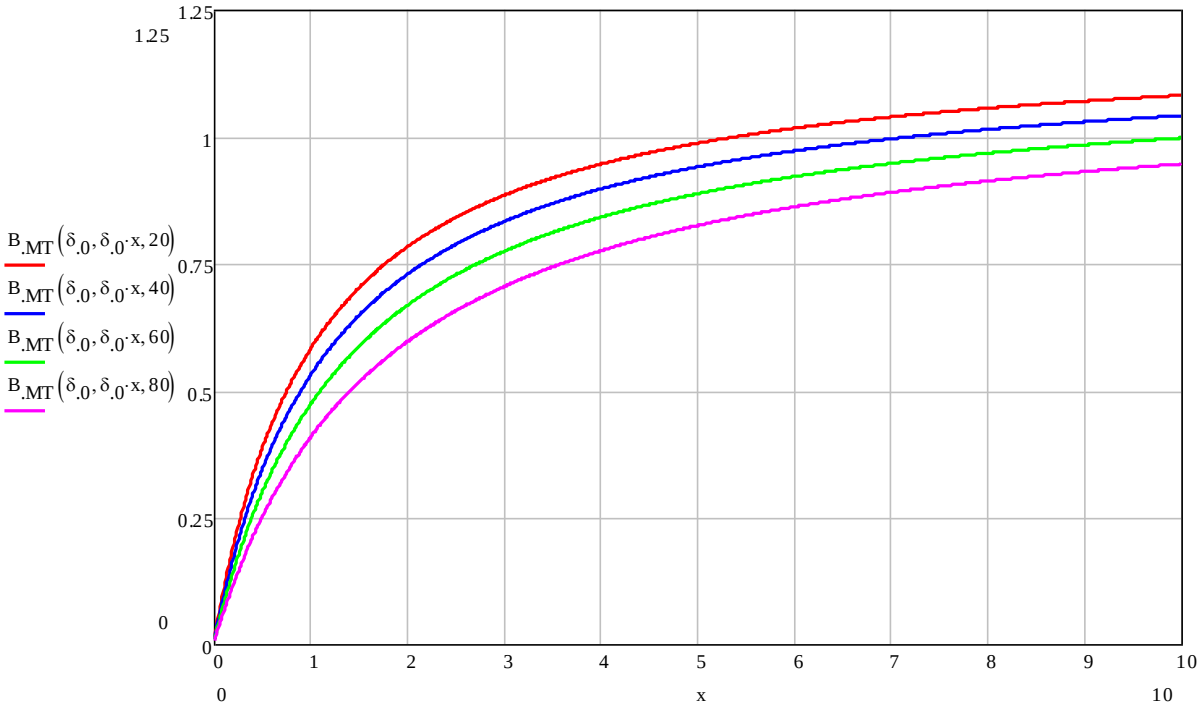
Rys. 3.11 Indukcja w szczelnie powietrznej w funkcji wysokości magnesu dla różnych wartości temperatur oraz stałej szczeliny powietrznej

Wpływ zmiany temperatury i wysokości szczeliny powietrznej na wartość indukcji w szczelinie:



Rys. 3.12 Indukcja w szczelinie powietrznej w funkcji wysokości szczeliny powietrznej dla różnych wartości temperatur oraz stałej wysokości magnesu trwałego

Wprowadzając współczynnik określający stosunek wysokości magnesu trwałego do wysokości szczeliny powietrznej $\left(\frac{h_m}{\delta}\right)$ otrzymujemy



Im wyższy magnes w stosunku do szczeliny powietrznej tym większa wartość indukcji w szczelnie.

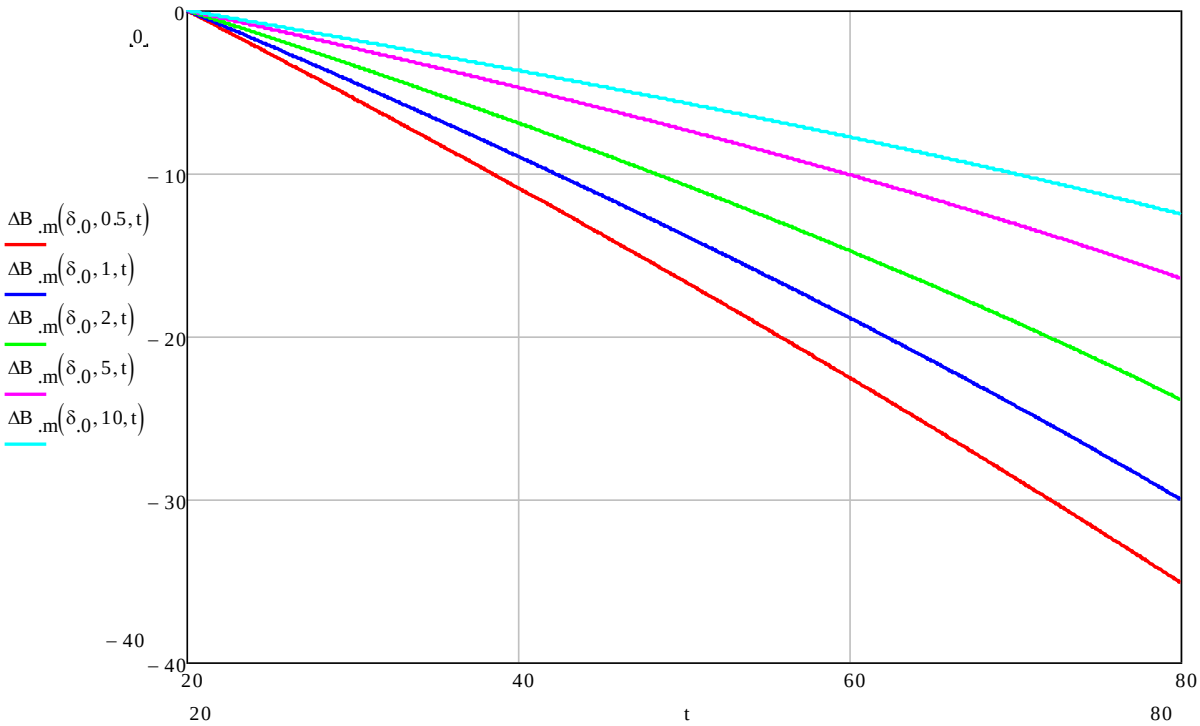
Wpływ wzrostu temperatury na zmniejszenie wartości indukcji w szczelnie można ocenić obliczając względną zmianę indukcji w szczelnie silnika, zdefiniowaną jako:

$$\Delta B_m(t) = \frac{B_m^t - B_m^{20}}{B_m^{20}} \tag{3.11}$$

Przy wzroście temperatury magnesów trwałych do 60C można oczekiwać, aż 15% spadku wartości indukcji w szczelnie (dla stosunku δ/h_m=1/6) (tabela).

T [C]	20	40	60	80
B_{MT} [T]	1,016	0,971	0,921	0,861
ΔB_m [%]	0	-4,408	-9,378	-15,25

Przy porównywalnych wartościach wysokości magnesu trwałego i szczeliny powietrznej wpływ zmian temperatury na wartość indukcji w szczelnie jest duży. Im wyższy magnes w stosunku do szczeliny tym wpływ temperatury na wartość indukcji jest mniejszy (rys).



Rys. 3.13 Wpływ zmiany temperatury na wartość indukcji w szczelinie powietrznej silnika z magnesami trwałymi dla szczeliny powietrznej 1mm oraz różnych stosunków δ/h_m

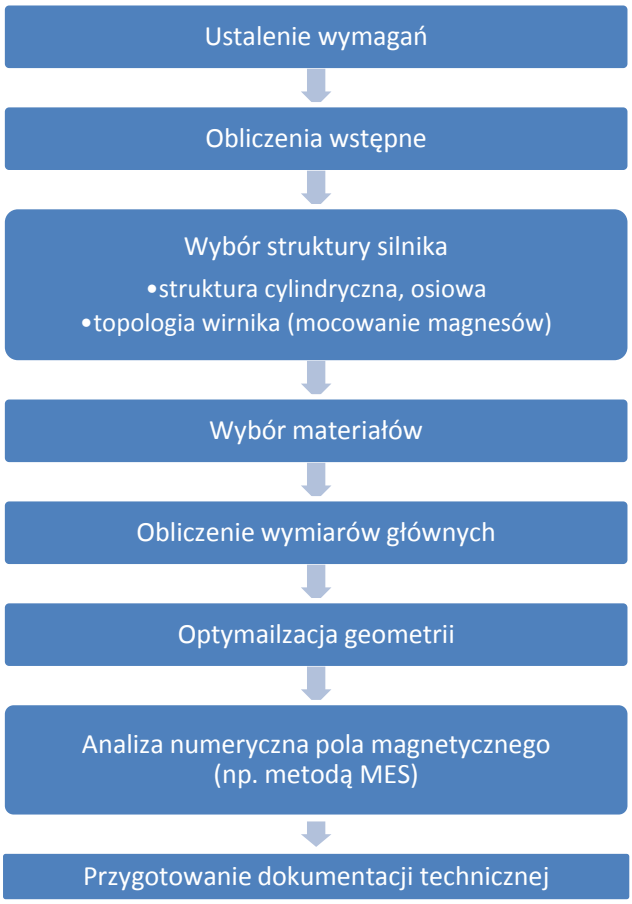
4 Projektowanie maszyn elektrycznych – wiadomości ogólne

4.1 Procedura projektowania silników

Na każdym etapie procesu projektowania maszyn elektrycznych wykorzystuje się oprogramowanie typu CAD. Jednym z podejść jest zastosowanie specjalnych programów dedykowanych do projektowania konkretnych typów maszyn elektrycznych [Dąbrowski, Miller, Nagorny]. Programy te działają w oparciu o szereg zależności analitycznych wiążących wielkości wyjściowe (wymiary) z postulowanymi wartościami parametrów eksploatacyjnych. Ciąg obliczeń analitycznych może być zamknięty w pętli optymalizacyjnej i przy odpowiednim sformułowaniu funkcji celu – otrzymujemy optymalne wymiary maszyny. Obliczenia analityczne oparte są o zależności uproszczone, współczynnik empiryczne [Dąbrowski]. W przypadku projektowania maszyn o złożonych strukturach obwodów magnetycznych (w tym silników z magnesami trwałymi) lub maszyn o niestandardowych warunkach zasilania i pracy (wysokie prędkości obrotowe, duża częstotliwość) należy wykorzystać numeryczne metody analizy pola magnetycznego w celu weryfikacji poprawności obliczeń. Zestaw programów CAD wykorzystywanych w procesie projektowania maszyn elektrycznych może obejmować:

- programowanie obliczeń matematycznych: Matlab, Mathcad, Macsyma, Mathematica;
- przygotowanie wirtualnych dwu- lub trójwymiarowych modeli geometrycznych: AutoCAD, Inventor;
- numeryczną analizę pól magnetycznych (Flux, Opera, Maxwell, FEMM), pól cieplnych (Flux, Opera), pól naprężeń mechanicznych (Autodesk Inventor, Ansys, Catia) lub pól sprzężonych;
- modelowanie i analizę systemów napędowych, mechatronicznych w oparciu o modele obwodowe (Synopsys SABER, Spice, Matlab Simulink) lub polowo-obwodowe (Cedrat Flux, Opera);
- przygotowanie dokumentacji technicznej: AutoCAD, Inventor;
- wizualizację struktury i budowy maszyn elektrycznych, procesów technologicznych w postaci animacji lub fotorealistycznych obrazów (Autodesk Inventor, 3D StudioMax).

Część z tych programów może być wykorzystywana w kilku etapach projektowania. Większość z nich posiada możliwości projektowania parametrycznego wynikające z zasady działania programu (Mathcad, Inventor, AutoCAD) lub w oparciu o wewnętrzne interpretatory języków programowania (AutoCAD – VisualLisp, Saber – Mast, Tcl/Tk, Flux – Python), bądź wsparcie dla języka VBA (Visual Basic for Application).

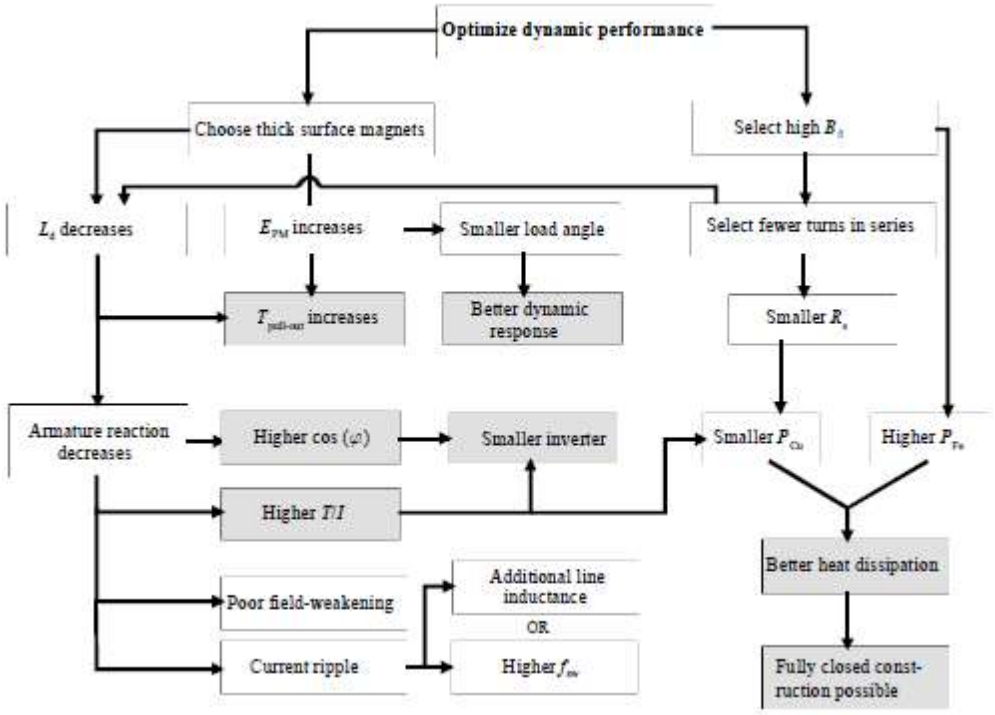


Rys. 4.1Ogólna procedura projektowania maszyn elektrycznych z wykorzystaniem programów CAD [Nagorny, Dąbrowski]

Ogólny algorytm projektowania maszyn elektrycznych obejmuje następujące zagadnienia ():

- ustalenie wymagań, parametrów eksploatacyjnych (prędkość obrotowa, napięcie zasilania);
- obliczenia wstępne (moment obrotowy, prąd, moc wewnętrzna);
- wybór struktury silnika (cylindryczna, osiowa) oraz topologii wirnika (mocowanie magnesów trwałych);
- wybór materiałów magnetycznych oraz elektrycznych;
- obliczenia wymiarów głównych obwodu magnetycznego z uwzględnieniem punktu pracy magnesu trwałego;
- obliczenia i projekt uzwojenia twornika (rodzaj uzwojenia, liczba zwojów, średnica drutu nawojowego);
- obliczenia cieplne (straty mocy);
- obliczenia parametrów schematu zastępczego;
- analiza numeryczna pola magnetycznego (przygotowanie modelu geometrycznego itd…);
- przygotowanie dokumentacji technicznej.

Decyzje w procesie projektowania podejmuje się w oparciu o wcześniejsze doświadczenia, wiedzę o dostępnych technologiach oraz właściwościach materiałów użytych do budowy maszyny. Wpływ podstawowych decyzji dotyczących budowy silnika na jego parametry użytkowe zobrazowano na rys. [16].



Rys. 4.2. Zależność [16]

Istotną wadą silników z magnesami trwałymi jest występowanie momentu zaczepowego. Ograniczenie maksymalnej wartości momentu zaczepowego oraz uzyskanie przebiegu napięcia indukowanego rotacji z małą zawartością wyższych harmonicznych jest możliwe przez ograniczenie wyższych harmonicznych w rozkładzie mmf. Można uzyskać to przez [Nagorny]:

4.2 Parametry wejściowe

Wśród parametrów wejściowych do procesu projektowania i optymalizacji wyróżnić można następujące grupy []:

- parametry funkcjonalne maszyny: liczba faz (ms), moc (Pn), napięcie (Un), współczynnik mocy (cosφ), prędkość obrotowa (ns), częstotliwość (f);
- parametry materiałowe: maksymalne wartości indukcji w poszczególnych częściach maszyny, gęstość prądu (js), okład prądowy (As), indukcja remanencji (Br), natężenie koercji (Hc), stratność blach (dpfe);
- parametry konstrukcyjne: współczynnik wyzyskania maszyny (σ), współczynnik smukłości (λ), współczynnik wypełnienia podziałki biegunowej wirnika (αp), niektóre wymiary np. szerokość magnesu (bm).

4.3 Moc wewnętrzna maszyny – równanie konstrukcyjne

Moc wyjściowa maszyny zależy od jej wymiarów, cech konstrukcyjnych, parametrów wyzyskania materiałów oraz prędkości obrotowej. W trakcie rozwoju metod projektowania maszyn elektrycznych zaproponowano kilka zależności analitycznych wiążących te wielkości, wyrażone ogólnie jako:

$$P = f(D, l, n) \tag{4.1}$$

gdzie: *P* – postulowana moc, *D* –średnica rdzenia wirnika, *l* –długość dzenia wirnika; *n* –prędkość obrotowa 2.

Podstawą do określenia zależności pomiędzy wymiarami zewnętrznymi oraz moc wyjściową jest zależność na moc pozorną wewnętrzną maszyny S_i (przy obciążeniu znamionowym) oraz związany z nią elektromagnetyczny wewnętrzny moment obrotowy .

$$S_i = m_s E_{rms} I_{rms} \tag{4.2}$$

$$T_i = \frac{S_i}{\omega} \tag{4.3}$$

Załóżmy, że rozkład pola magnetycznego w szczelnie maszyny jest sinusoidalny i opisany wzorem:

$$B(x,t) = B_m \sin\left(\frac{x}{\tau_{ps}}\pi + \omega t\right) \tag{4.4}$$

gdzie: B_m – wartość maksymalna indukcji, $\tau_{ps} = \frac{\pi D_s}{2p}$ - podziałka biegunowa stojana, D_s – średnica wewnętrzna stojana, *p* – liczba par biegunów

Strumień sprzężony z uzwojeniem znajdującym się na jednym biegunie:

$$\Phi(t) = l_i \int_0^{\tau_{ps}} B(x,t)\mathrm{d}x = \frac{2}{\pi} l_i \tau_{ps} B_m \cos(\omega t) \tag{4.5}$$

Wprowadźmy współczynnik kształtu pola wzbudzenia określony jako stosunek wartości średniej do wartości maksymalnej indukcji magnetycznej:

$$k_B = \frac{B_{AV}}{B_m} \tag{4.6}$$

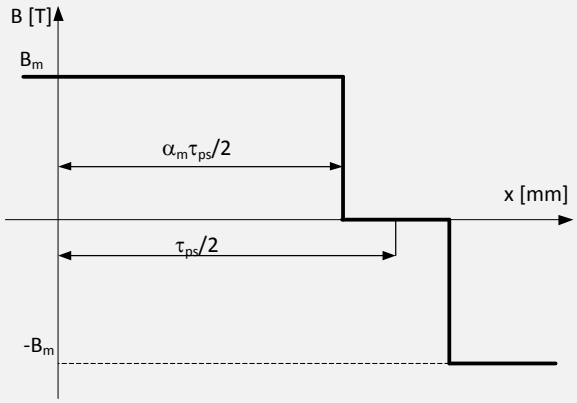
Zauważmy, że dla przebiegu sinusoidalnego:

$$k_B = \frac{2}{\pi} \tag{4.7}$$

Wartość współczynnika kształtu pola zależy od kształtu rozkładu indukcji magnetycznej w szczelnie wzbudzonej przez magnesy trwałe. Dla silników z mocowaniem powierzchniowym kształt rozkładu pola w szczelnie nie jest sinusoidalny (np. trapezoidalny, prostokątny). Wartość wsp kształtu można uzyskać przez scałkowanie (obliczenie wartości średniej) przebiegu.

Dla silnika z magnesami trwałymi mocowanymi powierzchniowo i magnesowanymi promieniowo otrzymujemy prostokątny rozkład indukcji w szczelnie, opisany równaniem:

$$B(x) = \begin{cases} B_m & if \quad 0 \le x < \alpha_m \tau_{ps} \\ 0 & if \quad \alpha_m \tau_{ps} \le x < \tau_{ps} \end{cases}$$



Wartość średnia tego przebiegu wynosi:

$$B_{AV} = \frac{1}{\tau_{ps}} \int_0^{\tau_{ps}} B(x)\mathrm{d}x = \alpha_m B_m$$

gdzie: α_m – rozpiętość magnesu trwałego (w stosunku do podziałki biegunowej).

Współczynnik kształtu pola dla przebiegu prostokątnego wynosi:

$$k_B = \frac{B_{AV}}{B_m} = \alpha_m$$

Należy zauważyć, że rozpiętość magnesu trwałego przyjmuje się z zakresu 0,6…0,8 a dla przebiegu sinusoidalnego $k_B = \frac{2}{\pi} = 0{,}637$

Wartość maksymalna strumienia sprzężonego z uzwojeniem wynosi:

$$\Phi_m = k_B B_m l_i \tau_{ps} \tag{4.8}$$

Strumień wzbudzenia indukuje napięcie w cewce:

$$e(t) = -N\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\Phi(t) = k_B \omega B_m N l_i \tau_{ps} sin(\omega t) \tag{4.9}$$

gdzie wartość maksymalna napięcia:

$$E_m = k_B \omega B_m N l_i \tau_{ps} \tag{4.10}$$

Pulsacja napięcia wyrażona jest wzorem $\omega = 2\pi f$, wartość skuteczna napięcia:

$$E_{rms} = \frac{E_m}{\sqrt{2}} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} k_B B_m N f l_i \tau_s \tag{4.11}$$

Wprowadźmy współczynnik kształtu napięcia indukowanego, wyrażony jako stosunek wartości skutecznej oraz średniej (dla przebiegu sinusoidalnego):

$$k_U = \frac{E_{rms}}{E_{AV}} = \frac{E_m}{\sqrt{2}\,E_{AV}} = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} \tag{4.12}$$

$$E_{rms} = 4 k_U k_B B_m N f l_i \tau_{ps} \tag{4.13}$$

W przypadku niesinusoidalnie rozłożonego uzwojenia należy wyznaczyć liczbę zwojów zastępczego sinusoidalnego uzwojenia (N_s) przez zastosowanie współczynnika uzwojenia (k_{ws}):

$$N = k_{ws1} N_s \tag{4.14}$$

$$E_{rms} = 4 k_{ws1} k_U k_B B_m N_s f l_i \tau_{ps} \tag{4.15}$$

Okład prądowy (liniowa gęstość prądu) wyrażona jest wzorem:

$$A_s = \frac{I_{rms}}{\tau_{ts}} \tag{4.16}$$

$$\tau_{ts} = \frac{\pi D_s}{Q_s}$$

Czyli prąd twornika:

$$I_{rms} = \frac{\pi D_s A_s}{2 m_s N_s} \tag{4.17}$$

Moc pozorna wewnętrzna maszyny:

$$S_i = m_s U_{rms} I_{rms} = \frac{\pi}{2} k_B k_U k_{ws} (A_s B_m)(D_s^2 l_i) \frac{\omega}{p} \tag{4.18}$$

Elektromagnetyczny moment wewnętrzny maszyny:

$$T_i = \frac{S_i}{\omega_m} = \frac{\pi}{2} k_B k_U k_{ws} (A_s B_m)(D_s^2 l_i) \tag{4.19}$$

gdzie $\omega_m = \frac{\omega}{p}$ - prędkość kątowa mechaniczna (wirnika).

Stała Arnolda wyraża stosunek objętości maszyny do elektromagnetycznego momentu wewnętrznego:

$$C_A = \frac{D_s^2 l_i}{T_i} = \frac{2}{\pi k_B k_U k_{ws} (A_s B_m)} \tag{4.20}$$

Stała C_A ma wartość w przybliżeniu stałą dla zbioru geometrycznie podobnych maszyn tego samego rodzaju, o takiej samej indukcji maksymalnej w szczelnie oraz takim samym prądowym obciążeniu liniowym powierzchni twornika. Jej wartość daje pogląd na objętość materiałów czynnych maszyny przypadających na jednostkę elektromagnetycznego momentu obrotowego.

Współczynnik wyzyskania maszyny określa stosunek siły obwodowej działającej na jednostkę przyszczelinowej powierzchni twornika.

$$T_i = \frac{D_s}{2} F \tag{4.21}$$

$$F = \frac{2T_i}{D_s} = \frac{2S_i}{\omega_m D_s} \tag{4.22}$$

Powierzchnia przyszczelinowa twornika:

$$A_\delta = \pi D_s l_i \tag{4.23}$$

Współczynnik wyzyskania maszyny:

$$\sigma = \frac{F}{A_\delta} = \frac{2S_i}{\pi \omega_m D_s^2 l_i} = k_B k_U k_{ws} (A_s B_m) \tag{4.24}$$

Moc wewnętrzną maszyny można wyrazić przy użyciu wyprowadzonych stałych:

$$S_i = \frac{(D_s^2 l_i)\omega_m}{C_A} \tag{4.25}$$

$$S_i = \frac{\pi}{2} \sigma (D_s^2 l_i) \omega_m \tag{4.26}$$

Ogólnie można zauważyć, że objętość maszyny wyrażona jest zależnością:

$$(D_s^2 l_i) = \frac{S_i}{k_B k_U k_{ws} (A_s B_m) \omega_m} = \frac{S_i}{\sigma \omega_m} \tag{4.27}$$

Zmniejszenie objętości maszyny jest możliwe zwiększając maksymalną wartość indukcji w szczelnie, zwiększając okład prądowy twornika lub zwiększając prędkość obrotową (częstotliwość).

4.4 Struktura

5 Projekt sinika z magnesami trwałymi – nowa konstrukcja

5.1 Dane wejściowe

Zbiór wymagań jakie powinna spełniać projektowana maszyna:

Moc czynna	P_n	2,2kW
Prędkość obrotowa	n_n	1500obr/min
Napięcie znamionowe	U_n	400V
Liczba faz	m_s	3
Częstotliwość zasilania	f_n	50Hz
sprawność	η_n	0,85
Współczynnik mocy	$\cos\phi_n$	0,8

Z danych wynikają

Prędkość kątowa:

$$\omega_n = \frac{2\pi}{60} n_n \tag{5.1}$$

Prędkość synchroniczna:

$$\omega_s = 2\pi f_n \tag{5.2}$$

Liczba par biegunów:

$$p = \frac{\omega_s}{\omega_n} \tag{5.3}$$

5.2 Dobór wymiarów głównych silnika

Wymiary główne silnika zostanę wyznaczone w oparciu o zależność na moc wewnętrzną maszyny:

$$S_i = \frac{\pi}{2} k_B k_U k_{ws} (A_s B_m)(D_s^2 l_i) \frac{\omega}{p} \tag{5.4}$$

Zależność pomiędzy długością obliczeniową a średnicą wewnętrzną stojana wyraża tzw współczynnik smukłości:

$$\lambda = \frac{l_i}{\tau_s} = \frac{l_i}{\frac{\pi D_s}{2p}} = \frac{2p}{\pi} \frac{l_i}{D_s} \tag{5.5}$$

Po przekształceniach otrzymamy zależność na średnicę wewnętrzną stojana:

$$D_s = \sqrt[3]{\frac{4 S_i p}{\pi^2 \sigma \lambda \omega_m}} \tag{5.6}$$

Oraz długość obliczeniową:

$$l_i = \frac{\pi}{2p} \frac{D_s}{\lambda} \tag{5.7}$$

Dobór współczynników konstrukcyjnych i materiałowych:

Współczynnik kształtu pola k_B

sinusoidalny rozkład pola	$\frac{2}{\pi}$
prostokątny rozkład pola o wsp. zapełnienia α	$2\alpha\frac{\sin\left(\alpha\frac{\pi}{2}\right)}{\alpha\frac{\pi}{2}}$
silniki o mocy $P_n < 1.5\mathbf{kW}$	1.09
silniki o mocy $P_n > 1.5\mathbf{kW}$	0.715

Współczynnik kształtu napięcia

napięcie sinusoidalne	$\frac{\pi}{2\sqrt{2}}$
Silniki o mocy $P_n < 1.5\mathbf{kW}$	1.09
Silniki o mocy $P_n > 1.5\mathbf{kW}$	1.1

Współczynnik uzwojenia

Uzwojenie jednowarstwowe	0,96
Uzwojenie dwuwarstwowe	0,92

Maksymalna indukcja w szczelnie

Wartość maksymalna indukcji w szczelinie w przypadku maszyn z magnesami trwałymi zależy głównie od materiału, z którego wykonany jest magnes trwały. W przypadku wykorzystania magnesów neodymowych możliwe jest osiągnięcie wartości maksymalnej indukcji w szczelnie rzędu 1T.

Przyjęto $B_m = 0{,}8\mathrm{T}$

Okład prądowy

Zakres wartości okładu prądowego mieści się w szerokich granicach od 100 A/m dla maszyn o mocy 0,1kW do 150kA/m w turbogeneratorach. Zależy on głównie od odporności cieplnej izolacji oraz od przewidywanego sposobu chłodzenia maszyny.

Znający dane znamionowe oraz wymiary silnika okład prądowy można obliczyć z zależności (dla SG100L4A):

$$A_s = \frac{2m_s N_s I_{rms}}{\pi D_s} = \frac{2\ 3\ 234\ 5{,}2\mathrm{A}}{\pi 94\mathrm{mm}} = 24{,}7\,\frac{\mathrm{kA}}{\mathrm{m}} \tag{5.8}$$

Przyjęto $A_s = 27\,\frac{\mathrm{kA}}{\mathrm{m}}$

Współczynnik wyzyskania maszyny:

$$\sigma = k_B k_U k_{ws}(A_s B_m) = 0{,}24\,\frac{\mathrm{kA\ V\ min}}{\mathrm{m}^3} \tag{5.9}$$

Wartość współczynnika σ dobierana jest z zakresu $0{,}1 \dots 0{,}5 \frac{\mathrm{kA\,V\,min}}{\mathrm{m}^3}$ w zależności od mocy S_i i liczby par biegunów p 2.

Obliczenie oczekiwanej mocy wewnętrznej maszyny (dla silnika):

$$S_i = \frac{P_n}{\eta_n cos\phi_n} = 3{,}2\mathrm{kW} \tag{5.10}$$

Średnica wewnętrzna stojana obliczona ze wzoru (5.6)

$$D_s = 94\mathrm{mm}$$

Długość obliczeniowa – wzór (5.7)

$$l_i = 100\mathrm{mm}$$

5.3 Dobór wysokości szczeliny powietrznej

Dla maszyn synchronicznych szczelinę powietrzną można szacować ze wzoru:

$$\delta = 3\ 10^{-7} \frac{\mathrm{T\,m}}{\mathrm{A}} \frac{\tau_s A_s}{B_m} = 0{,}75\mathrm{mm} \tag{5.11}$$

W praktyce szczeliny o wartości do 0.5mm stopniuje sie co 0.05mm, o wartości do 2.5mm co 0.1mm, większe co 0.5mm.

5.4 Dobór wysokości magnesów trwałych

W oparciu o dobór średnicy wewnętrznej stojana oraz szczeliny powietrznej można obliczyć wymiary wirnika. Średnica zewnętrznego łuku magnesów trwałych:

$$D_m = D_s - 2\delta = 94 - 2\ 0{,}75 = 92{,}5\mathrm{mm}$$

Podziałka biegunowa na wysokości magnesów trwałych:

$$\tau_m = \frac{\pi D_m}{2p}$$

Magnesy trwałe mocowane powierzchniowo zajmują około 60-80% szerokości podziałki biegunowej. Współczynnik zapełnienia podziałki biegunowej:

$$\alpha_m = 0{,}7$$

Współczynnik rozproszenia strumienia magnesów trwałych:

$$\sigma_{lm} = 0{,}95$$

Założono, że rozkład indukcji pola w szczelinie silnika ma przebieg sinusoidalny, wówczas oczekiwana wartość maksymalna indukcji jest równa amplitudzie pierwszej harmonicznej przebiegu:

6 Projekt silnika z magnesami trwałymi - adaptacja

Projekt silnika z magnesami trwałymi wykonano odpowiednio modyfikując silnik indukcyjny. Założono, że stojan silnika indukcyjnego wraz z uzwojeniami pozostawiony zostanie bez zmian. Główna modyfikacja konstrukcji silnika będzie polegała na wymianie wirnika klatkowego na wirnik z powierzchniowo zamocowanymi magnesami trwałymi. Zastosowano wysokoenergetyczne (neodymoe NdBFe, lub samarowo-kobaltowe SmCo) magnesy trwałe w kształcie wycinków pierścienia. Magnesy zostaną przyklejone do powierzchni wirnika i w razie konieczności zabezpieczone pierścieniem lub bandażem przed działaniem sił odśrodkowych.

Podstawowym zadaniem jest zaprojektowanie silnika z magnesami trwałymi o parametrach eksploatacyjnych nie gorszych niż silnika indukcyjnego. W związku z tym dobór struktury obwodu magnetycznego wirnika ma na celu uzyskanie wartości amplitudy pierwszej harmonicznej rozkładu indukcji w szczelnie powietrznej na poziomie indukcji uzyskanej w silniku indukcyjnym.

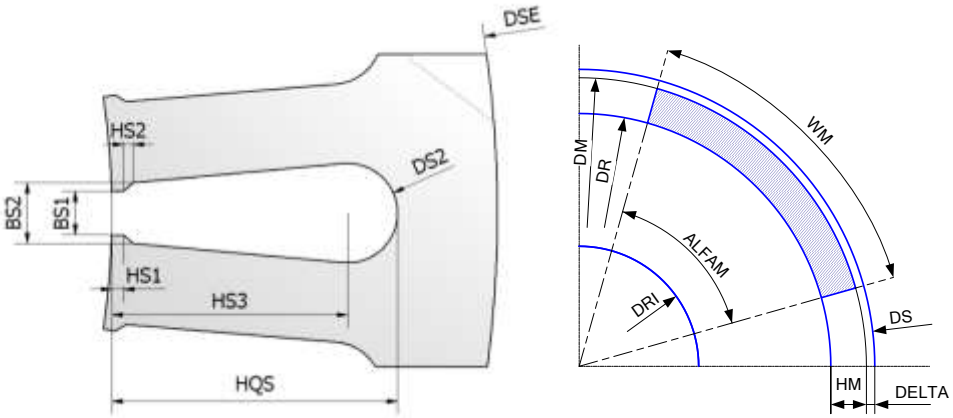
6.1 Dane wejściowe do obliczeń

Punktem wyjścia do obliczeń silnika z magnesami trwałymi są dane katalogowe, konstrukcyjne oraz materiałowe silnika indukcyjnego TAMEL SG100L4A (tabela 6.1).

Tabela 6.1 Dane katalogowe silnika TAMEL SG100L4A

Typ silnika	Sg100L-4A
Częstotliwość (Hz)	50
Liczba faz	3
Moc (kW)	2.20
Prędkość obrotowa	1420
Prąd (A) przy 380V	5.00
Sprawność	81.00
Współczynnik mocy	0.82
Krotność momentu rozruchowego	2.20
Krotność prądu rozruchowego	5.50
Stosunek mocy maks. do min.	2.60
Ilość biegunów	4
Moment bezwładnościowy (kgm^2)	0.00670

Wymiary stojana pozostały takie same jak w przypadku projektu silnika indukcyjnego (Rys. 6.1).



Rys. 6.1 Oznaczenie wymiarów żłobka stojana oraz wymiarów wirnika silnika z magnesami trwałymi

Przyjęto następujące dane wejściowe do obliczeń:

Wielkość	Symbol	Wartość	Jednostka
Moc znamionowa	P_n	2,2	kW
Napięcie fazowe	U_{1n}	380	V
Częstotliwość	f_n	50	Hz
Liczba faz	m_s	3	-
Prędkość synchroniczna	n_s	1500	1/min
Liczba par biegunów	p	2	-
Średnica zewnętrzna stojana	D_{se}	153	mm
Średnica wewnętrzna stojana	D_s	94	mm
Średnica wewnętrzna wirnika	D_{ri}	33	mm
Długość stojana	l_s	96	mm
Liczba żłobków stojana	Q_s	36	-
Szerokość otwarcia żłobka	b_{s1}	2,2	mm
Szerokość żłobka	b_{s2}	3,9	mm
Wysokość otwarcia żłobka	h_{s1}	2,0	mm

6.2 Parametry magnesów trwałych

Do obliczeń przyjęto parametry magnesu samarowo-kobaltowego SmCo o oznaczeniu S18 10

Tabela 6.2 Parametry magnesów trwałych

LP	Wielkość	Symbol	Wyrażenie	Wartość	Jednostka
1	Dobrano magnes trwały			SmCo S18	
2	Indukcja remanencji	B_r		0,95	T
3	Natężenie koercji	H_c		670	kA/m
4	Przenikalność magnetyczna względna	μ_r	$B_r/(\mu_0 H_c)$	1,13	-

6.3 Szczelina powietrzna

Dobór wysokości szczeliny powietrznej i wysokości magnesu trwałego jest ze sobą związany w procesie wyznaczania punktu pracy magnesu trwałego. Przenikalność magnetyczna magnesów trwałych (neodymowych) jest w przybliżeniu równa przenikalności powietrza co oznacza, że wysokość magnesu trwałego powiększa efektywną szczelinę powietrzną. Większa szczelina powietrzna oznacza konieczność zastosowania wyższych magnesów trwałych w celu uzyskania oczekiwanej wartości amplitudy pierwszej harmonicznej indukcji w szczelnie. Oznacz to zarówno zwiększenie całkowitych kosztów maszyny jak i zmniejszenie indukcyjności magnesowania. Z drugiej strony zwiększenie szczeliny powietrznej skutkuje bardziej sinusoidalnym rozkładem indukcji w szczelnie i zmniejszeniem strat z uwagi na prądy wirowe oraz ograniczeniem momentu zaczepowego.

Rzeczywista szczelina powietrzna w maszynach z magnesami trwałymi wynosi od 1 do 3 mm (z uwzględnieniem pierścienia lub bandaża mocującego).

Przyjęto wysokość szczeliny powietrznej

Tabela 6.3 Wysokość szczeliny powietrznej

LP	Wielkość	Symbol	Wyrażenie	Wartość	Jednostka

5	Wysokość szczeliny powietrznej	δ	-	1,0	mm

W dalszych obliczeniach uwzględnia się użłobkowanie stojana przez wprowadzenie współczynnika Carter'a, o który powiększa się szczelinę powietrzną.

Tabela 6.4 Obliczenia współczynnik Cartera i zastępczej szczeliny powietrznej

LP	Wielkość	Symbol	Wyrażenie	Wartość	Jednostka
6	Podziałka żłobkowa	τ_s	$\pi Ds/Q_s$	8,2	mm
7	Wsp. otwarcia żłobka	k_{open}	b_{s1}/b_{s2}	0,56	-
8		γ_s	$b_{s2}k_{open}/2\delta$	1,1	-
9		κ	$\frac{4}{\pi}\left(\gamma_s \operatorname{atan}(\gamma_s) - \ln\left(\sqrt{1+\gamma_s{}^2}\right)\right)$	0,66	-
10	Wsp. Carter'a	k_{Carter}	$\tau_s/(\tau_s - \kappa\delta)$	1,1	-
11	Szczelina zastępcza	δ_e	$k_{Carter}\delta$	1,1	mm

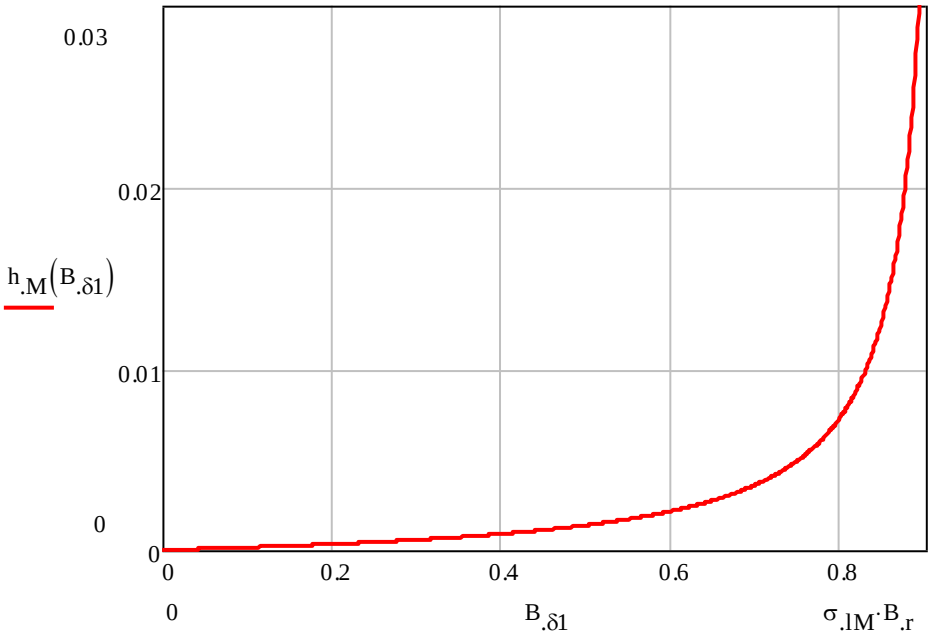
6.4 Wysokość magnesów trwałych

Proces doboru wysokości magnesów trwałych pokazano poniżej (tabela 6.5).

Tabela 6.5 Dobór wysokości magnesu trwałego

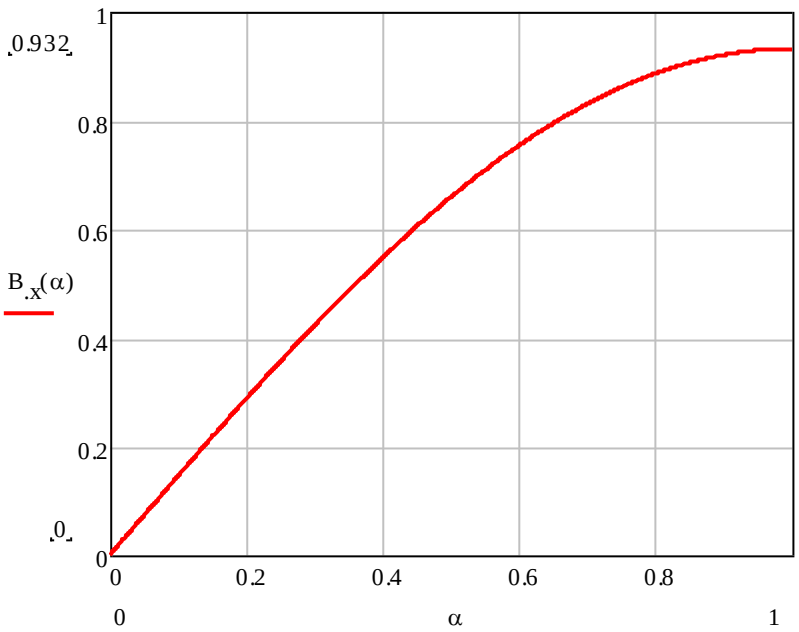
LP	Wielkość	Symbol	Wyrażenie	Wartość	Jednostka
12	Średnica zewnętrzna magnesów trwałych	D_m	$D_s - 2\delta$	92	mm
13	Podziałka biegunowa magnesów	τ_m	$\frac{\pi D_m}{2p}$	72,3	mm
14	Wsp. zapełnienia podziałki biegunowej	α_m		0,6	-
15	Szerokość magnesu trwałego	w_m	$\tau_m \alpha_m$	43,4	mm
16	Wsp. rozproszenia magnesów trwałych	σ_{lm}		0,95	-
17	Amplituda 1 harmonicznej indukcji	$B_{\delta 1}$		0,76	T
18	Wysokość magnesu trwałego	h_m	$\frac{\mu_r \delta_e \sigma_{lm}}{4\frac{\sigma_{lm}}{\pi}\frac{B_r}{B_{\delta 1}}\sin(\frac{\pi\alpha_m}{2}) - 1}$	5,2	mm
19	Dobrano wysokość magnesu trwałego	hm		5	mm
20	Punkt pracy magnesu trwałego – wartość indukcji w magnesie	B_m	$\frac{B_r}{1 + \sigma_{lm}\mu_r\frac{\delta_e}{h_m}}$	0,78T	T
21	Strumień wzbudzony przez magnes	Φ_m	$B_m w_m l_s$	3,23e-3	Wb

Wysokość magnesu trwałego zależy od założonej wartości (amplitudy pierwszej harmonicznej) indukcji magnetycznej w szczelnie powietrznej (wzór 18, rys.).



Rys. 6.2 Zależność pomiędzy wysokością magnesu trwałego i wartością amplitudy pierwszej harmonicznej indukcji w szczelnie

Zwiększając szerokość magnesu trwałego, tak by zajmował całą podziałkę biegunową (α_m=1) uzyskamy jedynie 24% wzrost amplitudy pierwszej harmonicznej rozkładu indukcji (rys. 6.3). Jednocześnie całkowita objętość magnesów trwałych jak i ich cena wzrosną o 67% ($1/\alpha_m$).



Rys. 6.3 Wpływ szerokości magnesu trwałego na wartość amplitudy pierwszej harmonicznej indukcji w szczelnie

6.5 Wysokość jarzma wirnika

Minimalna wysokość jarzma wirnika została wyznaczona przy założeniu, że strumienia wzbudzony przez magnes trwały zamknie się przez jarzmo wirnika.

Tabela 6.6 Wysokość jarzma wirnika

LP	Wielkość	Symbol	Wyrażenie	Wartość	Jednostka
22	Współczynnik zapełnienia pakietu wirnika	k_{fe}		0,95	-
23	Długość obliczeniowa pakietu wirnika	l_{fe}	$k_{fe} l_s$	91	mm
24	Maksymalna wartość strumienia w jarzmie wirnika	Φ_{yr}	$\frac{\Phi_m}{2}$	1,6e-3	Wb
25	Maksymalna wartość indukcji w jarzmie wirnika	B_{yr}		1,3	T
26	Minimalna wysokość jarzma wirnika	h_{yr}	$\frac{\Phi_{yr}}{B_{yr} l_{fe}}$	14	mm

6.6 Sprawdzenie

Z założeń projektu wynika, że wymiary wirnika ograniczone są przez średnice wewnętrzna stojana (D_s) oraz średnicę wałka (D_{ri}). W przestrzeni tej powinny znaleźć się szczelina powietrzna, magnes trwały oraz jarzmo wirnika czyli powinna być spełniona nierówność:

$$\frac{D_s - D_{ri}}{2} \geq \delta + h_m + h_{yr} \tag{6}$$

Sprawdzenie nierówności:

$$\frac{D_s - D_{ri}}{2} = \frac{94 - 33}{2} = 31mm$$

$$\delta + h_m + h_{yr} = 1 + 5 + 14 = 20\text{mm}$$

Nierówność (6) jest spełniona.

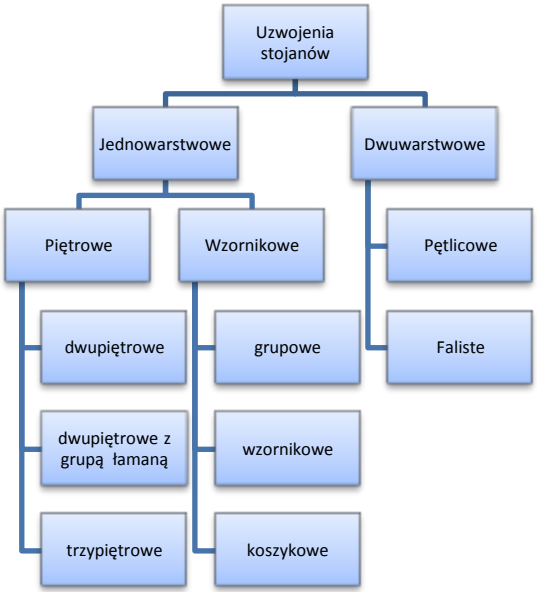
Wniosek: Wirnik silnika indukcyjnego składał się z uzwojeń klatki oraz jarzma wirnika i zajmował znacznie więcej miejsca niż wzbudzenie silnika z magnesami trwałymi. W konsekwencji znaczna część wirnika jest nie wykorzystana.

7 Projekt uzwojenia twornika

7.1 Rodzaje uzwojeń silników prądu przemiennego

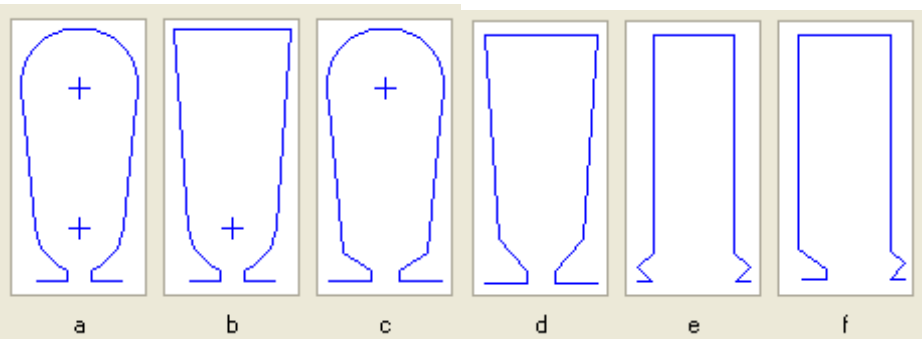
Uzwojenia silników prądu przemiennego projektuje się tak by uzyskać sinusoidalny rozkład uzwojeń lub bardziej ogólnie – sinusoidalny przebieg napięcia indukowanego rotacji. W zależności od przyjętego kryterium uzwojenia możemy podzielić na:

- kształt uzwojenia: pętlicowe i faliste,
- rozpiętość zezwoju: średnicowe i skrócone (cięciwowe),
- liczbę żłobków przypadających na biegun i fazę: całkowite i ułamkowe,
- liczbę boków cewek leżących w jednym żłobku: jedno lub dwuwarstwowe,
- sposób wykonania połączeń czołowych: wzornikowe i piętrowe.



Rys. 7.1 Rodzaje uzwojeń silników prądu przemiennego

Poszczególne cewki uzwojenia umieszczone są w żłobkach. W zależności od kształtu przekroju drutu nawojowego stosuje się odpowiednie żłobki dla drutów okrągłych i drutów profilowych.



Rys. 7.2 Kształt żłobków stojana

7.2 Podstawowe założenia dotyczące budowy uzwojenia twornika

Podstawowe parametry uzwojenia to:

- Liczba faz m_s
- Liczba zwojów szeregowych N_s
- Liczba gałęzi równoległych a
- Liczba cewek c
- Liczba par biegunów p
- Liczba żłobków na biegun i fazę q

Liczba cewek wynika z liczby żłobków oraz rodzaju uzwojenia:

- uzwojenie jednowarstwowe $c = \frac{N_s}{2}$

- uzwojenie dwuwarstwowe $c = N_s$

7.2.1 Liczba faz

Silniki mogą być budowano jako jedno lub wielofazowe (najczęściej trójfazowe). Dokonując wyboru liczby faz silnika można kierować się współczynnikiem wykorzystaniu uzwojenia twornika, konieczną topologią układu zasilania, kształtem przebiegu momentu na wale (Tabela 7.1).

Tabela 7.1 Porównanie wybranych cech silników bezszczotkowych o różnej liczbie faz

Liczba faz m	Wykorzystanie uzwojenia %	Liczba kluczy energoelektronicznych	Pulsacja momentu %
1	50	2	100
2	50	4 lub 8	30
3	67	6 lub 3	15
4	75	8	10
6	83	12	7
12	92	24	3

7.2.2 Liczba żłobków i biegunów

Liczba par biegunów silnika wynika z prędkości obrotowej i konieczności ograniczenia częstotliwości komutacji kluczy energoelektronicznych i ograniczania strat mocy w żelazie.

$$p = \frac{60f}{n} \tag{7.1}$$

Dla silników o dużych prędkościach obrotowych należy wybierać silniki o liczbie par biegunów nie większej niż 2.

Przy zwiększaniu liczby par biegunów proporcjonalne zmniejsza się wymagana wysokość jarzma stojana. Dlatego w celu zmniejszenia średnicy zewnętrznej silnika można zwiększyć liczbę par biegunów. Zwiększenie liczby par biegunów zmniejsza również wartość amperozwoi na biegun i w konsekwencji zmniejsza reaktancje synchroniczną silnika.

Zwiększenie liczby biegunów sinika wymaga zastosowania odpowiedniego układu magnesów w wirniku. Wirnik, w którym magnes wykonany jest w postaci pierścienia (silnika do napędach optycznych), można namagnesować tak by uzyskać dowolną liczbę par biegunów. W silnikach, w których stosuje się magnesy o kształcie prostopadłościanu lub wycinka pierścienia, magnesy należy odpowiednio ułożyć. W takich konstrukcjach zwiększeni liczby biegunów znacznie zwiększa koszt wykonania silnika.

Najczęściej stosuje się silniki o liczbie par biegunów od 1 do 4.

Dopuszczalne kombinacje liczby żłobków przypadających na fazę oraz liczby biegunów zestawiono w tabeli

Tabela 7.2 Dopuszczalne kombinacje liczby żłobków (Q) i biegunów (2p) dla silnika 3-fazowego

	Liczba żłobków na fazę															
	3	6	9	12	15	18	21	24	27	30	33	36	39	42	45	48
Liczba biegunów	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4
			6	8	10	6	8	8	6	8	8	6	8	8	6	8
			8	10		8	14	10	8	10	10	8	10	10	8	10
			12	18		12	16	16	10	20	14	10	14	14	10	14
						14		20	12	22	20	12	16	16	12	16
						16			18	26	22	14	26	26	14	20
									20		26	16	28	28	16	32
									22		28	22	32	32	20	34
									24			24	34	34	28	38
												26			30	40
												28			32	
												30			34	
												32			38	
															40	

Z powyższej tabeli wynikają możliwe wartości liczby żłobków na biegun i fazę.

liczba par biegunów p	Liczba żłobków na biegun i fazę q		
	do 1kW	do 10kW	do 100kW
1	2...3	2...4	3...6
2	2...3	2...4	3..5
3	1,5...2	2...3	2,5...4
4	1,5...2	2...3	2,5...4
5		2...3	2,5...4
6			2...4
8			2...4

Przyjęto, dla silnika 4-biegunowego liczbę żłobków na biegun i fazę równą 3.

$$q = 3 \tag{7.2}$$

Wynika z tego liczba żłobków stojana:

$$Q_s = 2pm_s q = 36 \tag{7.3}$$

7.3 Współczynnik uzwojenia

Dobór odpowiedniego skrótu pozwala wyeliminować niektóre wyższe harmoniczne w napięciu indukowanym rotacji,

7.3.1 Współczynnik skrótu cewki

$$k_{psv} = \sin\left(v\frac{\pi}{2}\frac{s_t}{t_{ts}}\right) \tag{7.4}$$

Gdzie:

współczynnik skrótu cewki oblicza się ze wzoru:

gdzie: ν –rząd harmonicznej, s_t —rozpiętość cewki w liczona w liczbie żłobków, t_{ts} —podziałka biegunowa liczona w liczbie żłobków według zależności:

$$t_{ts} = \frac{Q_s}{2p} \tag{7.5}$$

Przyjmując rozpiętość cewki $s_t = t_{ts}$ otrzymamy współczynnik skrótu cewki dla pierwszej harmonicznej równy $k_{ps1} = 1$

7.3.2 Współczynnik grupy cewki

Współczynnik grupy cewki uwzględnia przesunięcie fazowe sem indukowanych w szeregowo połączonych cewkach. Dla uzwojenia jednowarstwowego oblicza się go ze wzoru:

$$k_{ds\nu} = \frac{\sin\left(\nu\frac{\pi}{2m_s}\right)}{q\sin\left(\nu\frac{\pi}{2m_s q}\right)} \tag{7.6}$$

Współczynnik grupy cewki dla pierwszej harmonicznej

$$k_{ds1} = 0{,}96$$

7.3.3 Współczynnik uzwojenia

Współczynnik uzwojenia wyrażony jest jako iloczyn:

$$k_{ws} = k_{ps}k_{ds} \tag{7.7}$$

7.4 Liczba zwojów szeregowych

Przyjmując, że napięcie indukowane wyrażone jest zależnością (4.13) to liczbę zwojów szeregowych obliczamy ze wzoru:

$$N_s = \frac{E_{rms}}{4k_{ws}k_U k_B B_m f l_i \tau_s} \tag{7.8}$$

Dla danych silnika obliczono:

$$N_s = 456{,}3$$

Liczba zwojów w cewce powinna być liczbą całkowitą:

$$N_{cs} = \frac{a_s N_s}{2pq}$$

7.5 Drut nawojowy

Gęstość prądu w uzwojeniu stojana zależy od mocy silnika, przyjętego rodzaju chłodzenia, rodzaju uzwojenia, klasy izolacji. Dopuszczalne gęstości prądu zestawiono w tabeli.

Tabela 7.3

Gęstość prądu w uzwojeniach o izolacji klasy F

Poz.	Rodzaj uzwojenia	Przedział mocy znamionowej kW	Gęstość prądu A/mm²	Uwagi
1	Uzwojenie stojana silnika indukcyjnego budowy zamkniętej	0,1 ÷ 1 ponad 1 ÷ 10 ponad 10 ÷ 100 ponad 100 ÷ 1000 ponad 1000	8 ÷ 10 5 ÷ 7 4 ÷ 5 3 ÷ 6 3 ÷ 6	Wartości dolne przedziału w maszynach o $p = 1$. Chłodzenie IC 0141. Wartości górne przedziału w maszynach z chłodzeniem. ICW37A71 oraz w maszynach niskiego napięcia.
2	Uzwojenie stojana silnika indukcyjnego przewietrzanego	0,1 ÷ 1 ponad 1 ÷ 10 ponad 10 ÷ 100 ponad 100 ÷ 1000 ponad 1000	8 ÷ 10 5 ÷ 8,5 4,5 ÷ 7 4 ÷ 6,5 3,5 ÷ 5	Wartości dolne przedziału w maszynach wysokiego napięcia.
3	Uzwojenie wirnika pierścieniowego silnika indukcyjnego		o 25% więcej niż w uzwojeniu stojana	←
4	Uzwojenie klatkowe wirnika silnika indukcyjnego — pręt z: aluminium miedzi mosiądzu brązu aluminiowego — pierścień z: aluminium miedzi	do ok. 100 100 ÷ 10000 do ok. 100 100 ÷ 10000	3 ÷ 5 7,5 ÷ 10 3,5 ÷ 5 3 ÷ 4 2 ÷ 3,5 2,5 ÷ 4 5,5 ÷ 7	Klatka robocza Klatka rozruchowa. Gęstość przy stałej prędkości obrotowej.

Dla projektowanego silnika dobrano gęstość prądu uzwojeń stojana:

$$j_s = 7.5 \frac{A}{mm^2}$$

Prąd fazowy silnika wynika z wymaganej mocy oraz założonych wartości sprawności i współczynnik mocy:

$$I_s = \frac{P_n}{\sqrt{3} U_n \cos \phi_n \eta_n} \tag{7.9}$$

Znając wartość prądu fazowego oraz dopuszczalną gęstość prądu można obliczyć pole powierzchni przekroju przewodu:

$$S_{ps} = \frac{I_s}{a_s j_s} \tag{7.10}$$

$$S_{ps} = 0{,}66\ mm^2$$

Uzwojenia silników elektrycznych wykonuje się z:

- drutu nawojowego miedzianego, okrągłego w izolacji emaliowanej (o dwóch stopniach grubości),
- drutu miedzianego, okrągłego, o izolacji z tworzyw termoplastycznych (polipropylenowa) – stosowane do silników pomp głębinowych (DNE 155 U),
- drutu profilowanego miedzianego o podwójnym oprzędzie z włókna szklanego, nasyconego lakierem poliestrowym (DNp2Ss).

Średnice dostępnych drutów nawojowych o przekroju okrągłym zawierają się w zakresie od 0,02 mm do 4,00 mm. Najmniejsze, dostępne w sprzedaży, druty profilowane (o przekroju prostokątnym) mają wymiar 1,3mmx3mm (3,9mm^2).

Dla pola powierzchni przewodu mniejszego niż 10mm^2 uzwojenia wykonuje się z drutu o przekroju okrągłym. Wybrano przewód emaliowany o przekroju okrągłym, o średnicy:

$$d_{ds} = 2\sqrt{\frac{S_{ps}}{\pi}} \tag{7.11}$$

Na podstawie obliczonej średnicy $d_{ds} = 0{,}91$mm przyjęto z katalogu drut o średnicy:

- bez izolacji $d_{ds} = 0{,}92$ mm,
- z izolacją $d_{dis} = 0{,}982$ mm.

Pole powierzchni miedzi w żłobku wynosi:

$$N_{cs}\pi\left(\frac{d_{ds}}{2}\right)^2 = 25.93\text{mm}^2$$

Współczynnik zapełnienia żłobka przewodami o przekroju okrągłym w izolacji emaliowanej wynosi 0,65-0,7, przy czym:

- współczynnik uwzględniający izolację przewodów $k_{q1} = 0{,}75$,
- współczynnik uwzględniający kształt przewodu $k_{q2} = 0{,}7$,
- współczynnik uwzględniający przestrzeń zajmowaną przez izolację główną, przekładki izolacyjne oraz klin zamykający żłobek $k_{q3} = 0{,}7$.

Rzeczywiste pole powierzchni żłobka:

$$S_{qs} = \frac{1}{k_{q1}k_{q2}k_{q3}}\, N_{cs}\pi\left(\frac{d_{ds}}{2}\right)^2 = 75{,}2\text{mm}^2 \tag{7.12}$$

8 Wymiary obwodu magnetycznego stojana

Rozdział ten jest kontynuacją projektu silnika bezszczotkowego z magnesami trwałymi wykonanego jako adaptacja konstrukcji silnika indukcyjnego (rozdziały: 6, 7).

8.1 Wysokość jarzma stojana

Wysokość jarzma stojana wynika z przyjętej wartości maksymalnej indukcji w tej części silnika oraz wartości strumienia w silniku. Przyjęto maksymalną wartość indukcji w jarzmie stojana: $B_{ys} = 1{,}31$ T.

Wartość strumienia w jarzmie stojana wyraża równanie:

$$\Phi_{ys} = \frac{\Phi_{PM}}{2} = B_{ys} h_{ys} l_{fe} \tag{8.1}$$

Stąd wysokość jarzma stojana:

$$h_{ys} = \frac{\Phi_{PM}}{2 B_{ys} l_{fe}} \tag{8.2}$$

Minimalna wysokość jarzma stojana wynosi $h_{ys} = 13{,}6$ mm.

8.2 Szerokość zęba stojana

Założono, że cały strumień wzbudzony przez magnes trwały przepływa tylko przez zęby stojana oraz, że wartość maksymalna indukcji w zębie stojana wynosi $B_{ts} = 1{,}32$ T.

Podziałka żłobkowa:

$$t_{ts} = \frac{\pi D_s}{Q_s} \tag{8.3}$$

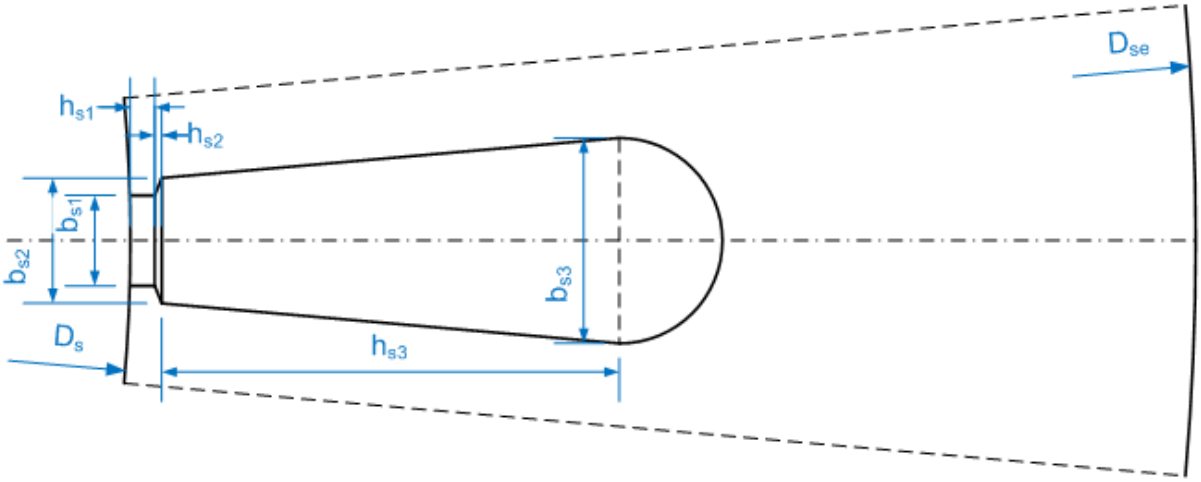
Minimalna szerokość zęba stojana określa zależność:

$$b_{ts} = \frac{t_{ts} B_m}{k_{fe} B_{ts}} \tag{8.4}$$

Przyjęto szerokość zęba stojana $b_{ts} = 4{,}8$ mm.

8.3 Wymiary żłobka stojana

Dla przewodów okrągłych przyjęto kształt żłobka jak na rys



Rys. 8.1 Kształt i oznaczenie wymiarów żłobka stojana

Szerokość rozwarcia żłobka należy przyjąć o 1-2mm większą niż średnica drutu nawojowego z izolacją.

$$b_{s1} = d_{dis} + 1..2 \tag{8.5}$$

Przyjęto szerokość rozwarcia żłobka $b_{s1} = 2{,}6$mm.

Wysokość rozwarcia żłobka przyjęto $h_{s1} = 0{,}7$mm.

Kąt zbieżności ścianek bocznych dobiera się tak, żeby ząb miał ścianki równoległe.

$$\beta_s = \frac{2\pi}{Q_s} \tag{8.6}$$

Kąt zbieżności $\beta_s = 10$ deg.

Kąt zbieżności klina oraz jego wysokość dobiera się ze względu na jego wytrzymałość. Kąt zbieżności z zakresu od 45 do 60 stopni, przy czym mniejsza wartość dla większych średnic wewnętrznych stojana.

Przyjęto:

- kąt zbieżności klina: $\beta_w = 65$ deg,
- wysokość klina: $h_{s2} = 0{,}2$ mm

Znając wymiary klina wyznacza się szerokość żłobka bliżej szczeliny powietrznej ze wzoru:

$$b_{s2} = \tan\left(\frac{\beta_s}{2}\right)(D_s + 2h_{s1} + 2h_{s2}) - \frac{b_{ts}}{\cos\left(\frac{\beta_s}{2}\right)} \tag{8.7}$$

Przyjęto szerokość żłobka $b_{s2} = 3{,}6$ mm.

Pozostałe wymiary żłobka stojana zależą od jego pola powierzchni. Przyjmując, że pole powierzchni żłobka przedstawionego na rys. wyraża wzór:

$$S_{slot} = \frac{b_{s2}+b_{s3}}{2}\, h_{s3} + \frac{1}{8}\pi b_{s3}^2 \tag{8.8}$$

oraz

$$b_{s3} = b_{s2} + 2h_{s3} \tan\left(\frac{\beta_s}{2}\right) \tag{8.9}$$

Można wyznaczyć szerokość żłobka bliżej powierzchni zewnętrznej silnika:

$$b_{s3} = \sqrt{2}\sqrt{\frac{b_{s2}^2 + 4S_{qs}\ \tan\left(\frac{\beta_s}{2}\right)}{\pi \tan\left(\frac{\beta_s}{2}\right) + 2}} \tag{8.10}$$

Wysokość części trapezowej żłobka:

$$h_{s3} = \frac{b_{s3} - b_{s2}}{2\tan\left(\frac{\beta_s}{2}\right)} \tag{8.11}$$

Przyjęto:

- szerokość żłobka: $b_{s3} = 5{,}9$ mm,
- wysokość części trapezowej żłobka: $h_{s3} = 13{,}1$ mm.

Całkowita wysokość żłobka stojana:

$$h_{qs} = h_{s1} + h_{s2} + h_{s3} + \frac{b_{s3}}{2} \tag{8.12}$$

wynosi: $h_{qs} = 16{,}95$mm.

8.4 Średnica zewnętrzna stojana

W oparciu o wyliczone wcześniej wymiary silnika można obliczyć średnice zewnętrzną stojana:

$$D_{se} = D_s + 2\left(h_{Qs} + h_{ys}\right) \tag{8.13}$$

Średnica zewnętrzna stojana wynosi: $D_{se} = 155{,}1$ mm.

9 Model geometryczny silnika w programie Inventor

Wyniki obliczeń projektowych silnika zostały wykorzystane do budowy parametrycznego modelu geometrycznego w programie Autodesk Inventor. Program ten umożliwia opracowanie trójwymiarowego modelu wirtualnego silnika, wykonanie dokumentacji technicznej, przygotowanie multimedialnych prezentacji w postaci animacji (np. procesu wykonania) lub fotorealistycznych obrazów. Dzięki możliwości przyporządkowania materiałów o określonych właściwościach fizycznych do poszczególnych części silnika można obliczyć np. moment bezwładności wirnika. Program Inventor w wersji Professional wyposażony jest w moduł obliczeń polowych, który można wykorzystać do obliczeń rozkładu naprężeń mechanicznych. Program wyposażony jest w gotowe biblioteki często wykorzystywanych elementów (łożyska, śruby) oraz generatory np. wałków.

Proces opracowywania modelu geometrycznego wymaga określenia parametrów geometrycznych oraz zależności pomiędzy nimi, wykonania szkiców 2D poszczególnych części i ich zwymiarowanie z wykorzystaniem parametrów, modelowanie 3D, złożenie części w jeden zespół.

Model

10 Parametry silnika bezszczotkowego z magnesami trwałymi

Obliczenia analityczne parametrów użytkowych oraz parametrów modelu obwodowego zaprojektowanego silnika bezszczotkowego z magnesami trwałymi.

10.1 Indukcyjność reakcji twornika

Prąd magnesujący

Zakładamy, że jest tylko szczelina powietrzna

$$I_m N_s = (h_m + \delta) H_\delta$$

$$H_\delta = \frac{B_\delta}{\mu_0}$$

$$I_m = \frac{(h_m + \delta) B_\delta}{\mu_0 N_s}$$

$$X_{md} = 2\pi f \, L_{md}$$

$$L_{md} = \frac{\Psi_{md}}{I_m}$$

Strumień

$$\Psi_{md} = k_w B_\delta l_s \tau_p$$

Indukcyjność

$$L_{md} = \frac{k_w B_\delta l_s \tau_p}{\frac{(h_m + \delta) B_\delta}{\mu_0 N_s}} = k_w \mu_0 N_s \frac{l_s \tau_p}{h_m + \delta}$$

11 Literatura

1. Chalmers B.J., Akmese L., Musaba L.: *Validation of Procedure for Prediction of Field-Weakening Performance of Brushless Synchronous Machine*. International Conference on Electrical Machines 2-4 September 1998, Istanbul, Turkey, p. 320-323
2. Dąbrowski M.: *Projektowanie maszyn elektrycznych prądu przemiennego*. Warszawa, Wydaw. Nauk. -Techn., 1988.
3. Gieras J.F., Bianchi N.: *Electric Motors for Light Traction*. 10th International Power Electronics and Motion Control Conference. EPE-PEMC 2002. 9-11 September 2002, Cavtat & Dubrovnik, Croatia. Proc. CD-ROM, p. 1-11
4. Gieras J.F.: Mitchell Wing, *Permanent Magnet Motor Technology*, *2nd ed*. Marcel Dekker, Inc, 2002
5. Hanselman D.: *Brushless Permanent Magnet Motor Design*, *2nd ed*. McGraw-Hill, New York, 1994.
6. Hendershot J.R., Miller T.J.E. : *Design of brushless permanent-magnet motors*. Hillsboro, OH:Magna Pysics Pub. ; Oxford : Clarendon Press, 1994
7. Jahns T.M., Soong W.L.: *Pulsating Torque Minimization Techniques for Permanent Magnet AC Motor Drives-A Review*. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 43, no. 2, April 1996, p. 321 – 330
8. Kaczmarek T., Zawirski K.: *Układy napędowe z silnikiem synchronicznym*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 2000
9. Michna M., Ronkowski M, Wilk A., Kostro G., Dobrowolski P.: *Adaptacja silnika indukcyjnego do budowy maszyny synchronicznej z magnesami trwałymi*. XXIX Międzynarodowe Sympozjum Maszyn Elektrycznych. Gdańsk-Jurata, 9-11 czerwiec 2003
10. MMC Magnetics Mateirals and Components www.mmcmagnetics.com
11. Orłowska-Kowalska T.: *Stan obecny i tendencje rozwojowe napędu elektrycznego*. Przegl. Elektrotechniczny R. 80, nr 3, 2004, str. 185-197
12. Zhu Z.Q., Xia Z.P., Howe D.: *Comparison of Halbach magnetized brushless machines based on discrete magnet segments or a single ring magnet*. IEEE Transactions on Magnetics, vol. 38, no. 5, Sept. 2002, p. 2997 – 2999
13. Eurodrut www.eurodrut.com.pl
14. Polprodukt – hurtowania drutów nawojowych www.poldrut.pl
15. EL-drut – hurtowania elektrotechniczna www.el-drut.com.pl
16. Puranen J. : *Induction Motor Versus Permanent Magnet Synchronous Motor In Motion Control Applications: A Comparative Study*. Lappeenranta University of Technology 2006.
17. Sosiński M. *Materiały magnetyczne w technice.* Centralny Ośrodek Szkolenia i Wydawnictw SEP. Warszawa.
18. Nagorny A.S., Dravid N.V., Jansen R.H, Kenny B.H.:*Design Aspects Of A High Speed Permanent Magnet synchronous motor / generator for flywheel applications*. IEEE Conference, 2005
19. Ecomotors http://www.ecomotors.org/
20. A tutorial on electrical machine http://st.com/stonline/products/support/motor/tutorial/motor.swf

12 Załączniki

Kształt rozkładu pola w szczelnie maszyn z magnesami trwałymi.

Rozkład sinusoidalny