

DOI: [10.46793/CIGRE37.A1.05](https://doi.org/10.46793/CIGRE37.A1.05)**A1.05****UTICAJ KONSTRUKCIJE NAMOTAJA ROTORA VIŠEFAZNE ASINHRONE MAŠINE
NA DODATNE GUBITKE****INFLUENCE OF ROTOR WINDING CONSTRUCTION OF MULTIPHASE INDUCTION
MACHINE ON THE SURFACE LOSSES****Mihailo Tanasić*, Bogdan Brković, Miloš Ječmenica**

Kratak sadržaj: U ovom radu je predstavljena analiza uticaja konstrukcije namotaja rotora višefazne asinhronne mašine na harmonijske gubitke u rotoru. U pitanju su dodatni gubici u štapovima i jezgru rotora izazvani višim prostornim harmonicima statorsche magnetopobudne sile. Značajne vrednosti ovih gubitaka mogu dovesti do lokalnog pregrevanja u štapovima rotora i ukazuju na povećanu vrednost valovitosti momenta, zbog čega je od interesa da se njihova vrednost ograniči. Ovo se može postići adekvatnim izborom broja i oblika štapova rotora. U radu je sprovedena analiza uticaja konstrukcije namotaja rotora na dodatne gubitke za veći broj različitih topologija statorskog namotaja i za različite talasne oblike statorskih struja. Primenom softvera baziranog na metodi konačnih elemenata izvršen je precizan proračun raspodele polja i gubitaka za pojedinačne prostorne harmonike. Na bazi dobijenih rezultata identifikovane su pogodne kombinacije raspodele statorskog namotaja i konstrukcije namotaja rotora. Rezultati ove analize i razvijeno softversko rešenje za proračun površinskih gubitaka mogu biti od velike koristi u procesu projektovanja višefaznih električnih mašina.

Ključne reči: *višefazne mašine, asinhronne mašine, konstrukcija namotaja rotora, metod konačnih elemenata, harmonijski gubici*

Abstract: Abstract - This paper analyses the influence of construction of rotor winding of multiphase induction machine on the rotor harmonic losses. These include additional surface losses in the rotor bars and core caused by higher spatial harmonics of the stator magnetomotive force. Significant values of these losses can lead to local overheating and indicate an increased value of torque ripple; it is therefore of interest to limit their value. This can be achieved by an adequate selection of the number and shape of the rotor rods. In the paper, the influence of rotor winding construction on the additional surface losses is examined. A number of different stator winding topologies with different stator current waveforms is included in the analysis. Finite element analysis is conducted to obtain precise calculation of field distribution and losses for individual spatial harmonics. Based on the obtained results, suitable combinations of stator winding distribution and rotor design are identified. The results of this analysis and the developed software solution for the calculation of surface losses can be of great use in the process of designing multiphase electric machines.

* Mihailo Tanasić, ETF, tm235024p@student.etf.bg.ac.rs

Key words: *multiphase machines, induction machine, rotor winding construction, finite element method, harmonics losses*

1 UVOD

Poslednjih decenija, usled potrebe za smanjenjem nepoželjnog uticaja proizvodnje električne energije na životnu sredinu, razvijene su strategije koje podrazumevaju sve veća ulaganja i oslanjanje na obnovljive izvore energije. Dodatno, ulažu se dodatni napor kako bi se potrošnja energije i utrošak materijala optimizovali i smanjili dodatni gubici. Prema [1], sektori industrije i transporta, u kojima je dominantno prisustvo električnih mašina i elektromotornih pogona, odgovorni su za više od 50% ukupne utrošene energije u 2022. godini. Takođe, rapidni porast udela električnih vozila u saobraćaju stvorio je potrebu za dodatnim istraživanjima u oblasti električnih mašina. Direktive poput Ecodesign (EU) 2019/1781 [2] bliže opisuju zahteve koje električni motori i regulisanih pogoni moraju da ispune kako bi proizvođači plasirali svoje proizvode na tržište EU. Iz navedenog se mogu videti stroži zahtevi po pitanju efikasnosti, izbora materijala i mogućnosti reciklaže na kraju životnog veka proizvoda, za šta je potrebno uložiti dodatne istraživačke napore u oblasti električnih mašina.

Iako je izbor trofaznih mašina uobičajen, pre svega zbog zastupljenosti trofaznih izvora napajanja, savremena primena električnih mašina i elektromotornih pogona podrazumeva i sve češću upotrebu višefaznih električnih mašina. Višefaznim mašinama se nazivaju mašine naizmenične struje, sinhronne ili asinhronne, koje rade na principu obrtnog magnetnog polja i čiji je broj faza statora veći od tri [3]. Najzastupljenije su u aplikacijama koje zahtevaju pogone velikih snaga poput električnih pogona brodova, vetroagregata, liftova i sl. Usled visoke cene i nedovoljno dobrih performansi mikrokontrolera, tokom dvadesetog veka njihova primena nije bila uobičajena. Razvoj poluprovodničkih komponenti i digitalnih signalnih procesora od početka 21. veka, uz napredak u oblasti regulacije brzine i pozicije, omogućili su primenu višefaznih mašina u rešenjima u kojima je uobičajeno korišćenje trofaznih mašina [4]. Neke od prednosti višefaznih mašina u odnosu na trofazne su redundantnost u slučaju otkaza jedne od faza, niže vrednosti struja u faznim provodnicima mašine istog nazivnog napona i snage, kao i povoljnija raspodela prostornih harmonika magnetopobudne sile (*mps*) i, posledično, manja talasnost momenta mašine [3, 4]. Iz navedenih razloga, potrebno je razmotriti slučaj broja faza različitog od tri, naročito pri projektovanju mašina za posebne namene [5].

Za razliku od trofaznih mašina, za čiji dizajn postoji detaljna literatura i jasne, često empirijski utvrđene smernice pri projektovanju, problem višefaznih mašina ogleda se u dodatnim varijablama, odnosno specifičnosti dizajna za svaki konkretan broj faza. Primera radi, kod višefaznih mašina prostorni pomeraj ne mora biti jednak između svih faznih namotaja. Kod mašina sa većim brojem trofaznih namotaja (šestofazne, devetofazne itd.), mogu se ostvariti dodatni stepeni slobode u kontroli mašine u zavisnosti od međusobne povezanosti zvezdišta trofaznih namotaja. Usled dodatnih stepeni slobode, mogu se pojaviti komponente struja i napona koje nisu prisutne kod trofaznih, a mogu značajno uticati na moment ili gubitke u rotoru. Ovi dodatni stepeni slobode mogu omogućiti i povećanje momenta u odnosu na trofaznu mašinu, primenom injektiranja 3. harmonika kod asimimentričnih šestofaznih mašina. Iz ovih razloga nije u potpunosti moguće na osnovu postojećeg iskustva i znanja iz oblasti trofaznih mašina pristupiti dizajnu višefaznih mašina [6]. Dodatno, spektralna raspodela *mps* šestofaznih mašina, kada ne postoji kvar u mašini, ne sadrži 5. i 7. harmonik dok njihova pojava kod trofaznih mašina zahteva formiranje namotaja kojim bi se njihovo prisustvo oslabilo.

Prema [7], nakon odabira vrste mašine i definisanja zahtevanih karakteristika (snaga, brzina obrtanja, dimenzije), sledeći bitan korak predstavlja izbor statorskog i rotorskog namotaja.

Najčešći cilj pri projektovanju namotaja je ostvarivanje talasnog oblika mps koji u što većoj meri odgovara sinusoidi. Neželjeni efekti prisustva viših harmonika su valovitost momenta i posledični problem vibracija i buke, pojava viših harmonika u indukovanom naponu, uvećanje gubitaka u gvožđu i površinskih gubitaka. Povećanjem broja statorskih žlebova postiže se talasni oblik mps koji u većoj meri odgovara sinusoidi. Međutim, broj žlebova je ograničen raspoloživim navojnim prostorom; preveliko povećanje broja žlebova bi narušilo mehanički integritet mašine i značajno povećalo cenu izrade [8]. Zbog toga se u praksi, osim povećanja raspodeljenosti, primenjuju skraćene koraka namotavanja u cilju dodatnog smanjenja udela viših harmonika u mps i ems namotaja. Zakošenje žlebova statora ili rotora je dodatna tehnika koja se primenjuje u cilju potiskivanja harmonika višeg reda, poput žlebnih harmonika [7].

Kavezni rotor je najzastupljeniji tip rotora kod asinhronih mašina. Pri njegovom dizajnu najčešće se teži postizanju određenog oblika mehaničke karakteristike. Poznato je da je polazni moment funkcija otpornosti rotorskog kola, koja može da varira u različitim režimima rada, tj. u zavisnosti od klizanja, što dominantno zavisi od oblika rotorskog provodnika. Osim oblika, treba voditi računa o izboru broja rotorskih štapova. Određene kombinacije broja rotorskih štapova i statorskih žlebova su naročito nepovoljne u pogledu valovitosti momenta, vibracija i buke i povećanja površinskih gubitaka u rotoru. U [7] je izložena detaljna analiza različitih kombinacija u slučaju trofaznih asinhronih mašina i identifikovane su one najpogodnije. Međutim, pravila izvedena za slučaj trofaznih mašina ne mogu se sa sigurnošću primeniti za slučaj proizvoljne višefazne mašine, zbog čega je potrebna dodatna analiza. S obzirom na to da je analitički teško utvrditi u kojoj meri određeni oblik rotorskog štapa ili ukupan broj rotorskih štapova utiče na raspodelu magnetskog polja i površinske gubitke, takve analize je pouzdanije sprovesti primenom softvera baziranih na metodi konačnih elemenata (engl. FEA – *Finite Element Analysis*).

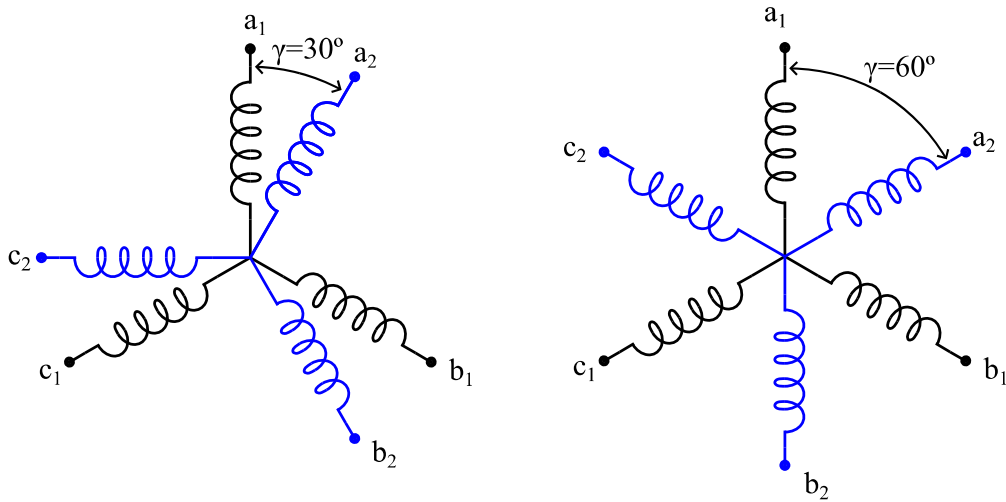
U ovom radu predstavljeni su rezultati analize uticaja oblika i broja rotorskih štapova kaveznog rotora šestofazne asinhronne mašine na gubitke u provodnicima i magnetskom kolu rotora. Analizirani su gubici usled prisustva viših prostornih harmonika koje stvaraju osnovni i viši vremenski harmonici struja. U odeljku 2 opisane su glavne karakteristike višefaznih mašina i predstavljen je njihov matematički model, sa fokusom na asimetričnu šestofaznu mašinu. Zatim je u odeljku 3 opisan postupak formiranja modela mašine u FEA softveru. Najpre je objašnjen način generisanja proizvoljnog talasnog oblika mps primenom namotaja sa približno kontinualnom raspodelom, a zatim i način formiranja rotorskog kaveza sa različitim brojem i oblicima štapova. U odeljku 5 prezentovani su rezultati sprovedene analize. Razmatrano je dvanaest različitih varijanti asimetrične šestofazne asinhronne mašine u pogledu broja statorskih žlebova, raspodele namotaja statora, broja i oblika rotorskih žlebova i talasnog oblika struja statora. Na kraju, u odeljku 6 izloženi su zaključci i date smernice za dalji rad.

2 MATEMATIČKI MODEL VIŠEFAZNE MAŠINE

Matematički model višefaznih mašina, koji će biti korišćen u nastavku, predstavlja prošireni i uopšteni model matematičkog modela trofazne mašine. Zasnovan je na Klark-Parkovoj transformaciji i nazvan modelom u dekomponovanom vektorskom prostoru (engl. *Vector Space Decomposition* – VSD) [6]. Važno je navesti da su pri formiranju modela usvojene pretpostavke da su namotaji identični, zazor uniforman i da je raspodela namotaja sinusoidalna. Matrica VSD transformacije za slučaj šestofazne mašine ima sledeći oblik:

$$T = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & \cos\left(\frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\frac{4\pi}{3}\right) & \cos(\gamma) & \cos\left(\frac{2\pi}{3} + \gamma\right) & \cos\left(\frac{4\pi}{3} + \gamma\right) \\ 0 & \sin\left(\frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{3}\right) & \sin(\gamma) & \sin\left(\frac{2\pi}{3} + \gamma\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{3} + \gamma\right) \\ 1 & \cos\left(\frac{4\pi}{3}\right) & \cos\left(\frac{2\pi}{3}\right) & -\cos(\gamma) & -\cos\left(\frac{2\pi}{3} + \gamma\right) & -\cos\left(\frac{4\pi}{3} + \gamma\right) \\ 0 & \sin\left(\frac{4\pi}{3}\right) & \sin\left(\frac{2\pi}{3}\right) & \sin(\gamma) & \sin\left(\frac{2\pi}{3} + \gamma\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{3} + \gamma\right) \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

Ugao γ predstavlja prostorni pomeraj između dva trofazna namotaja koji formiraju šestofazni namotaj. Postoje dve uobičajene pozicije namotaja u magnetskom kolu statora: asimetrična, kod koje pomeraj iznosi $\gamma = 30^\circ$ i simetrična, kod koje pomeraj iznosi $\gamma = 60^\circ$. Na slici 1 su ilustrovane navedene konfiguracije.



Slika 1: Asimetrična (levo) i simetrična (desno) konfiguracija šestofaznog namotaja

Primenom VSD transformacije, šestofazna mašina, koja je od interesa u ovoj analizi, može biti opisana parovima međusobno ortogonalnih komponentata u tri raspregnute ravni [3]:

- 1) Fundamentalna ravan (d - q). Ovoj ravni pripadaju komponente napona i struja koje formiraju obrtno magnetno polje i stvaraju obrtni moment. Najznačajniju komponentu ove ravni predstavlja osnovni prostorni harmonik; osim nje, fundamentalnoj ravni primadaju harmonici reda $12n \pm 1$, gde $n \in \mathbb{N}$.
- 2) Nefundamentalna ravan (x - y). U ovu ravan se preslikavaju komponente napona i struje koje ne utiču na obrtni moment, ali mogu da se jave u mašini. Ove komponente, međutim, mogu značajno uticati na povećanje snage gubitaka. U pitanju su harmonici reda $6(2n-1) \pm 1$, gde $n \in \mathbb{N}$.
- 3) Nulta ($0+0$ -) ravan. Ovoj ravni pripadaju harmonici reda $3(2n-1)$, gde $n \in \mathbb{N}$, kao i jednosmerna komponenta. Prisustvo i priroda ovih komponenti uslovljeni su načinom izvođenja zvezdišta namotaja. Kao i x - y komponente, nulte komponente utiču na gubitke u mašini, uz mogućnost formiranja pulsirajućeg magnetnog polja, bez obrtnog kao rezultatnog.

Važno je naglasiti da su $d-q$ jednačine dobijene za slučaj šestofazne mašine identične onim koje opisuju rad trofazne mašine. U ovim jednačinama ne figurišu naponi, struje, niti fluksevi iz $x-y$ sistema, i obrnuto. Najniži harmonici koji utiču na moment mašine pored osnovnog su 11. i 13, za razliku od trofazne mašine u kojoj u simetričnom radu postoje 5. i 7. harmonik. Iz ovog razloga šestofazne mašine generalno imaju manje površinske gubitke u rotoru i manju talasnost momenta u odnosu na trofazne. Iako ne postoje pri uravnoteženim radnim režimima, komponente iz $x-y$ ravni predstavljaju dodatne stepene slobode i moraju se uzeti u obzir pri formiranju kontrolera mašine u nesimetričnim radnim režimima, kao što je ispad faze, kratak spoj jedne ili više faza pretvarača itd.

3 MODELOVANJE NAMOTAJA ŠESTOFAZNE MAŠINE

Za potrebe formiranja željenog talasnog oblika mps potrebno je proračunati struje u provodnicima statorskog namotaja. Postizanje proizvoljnog talasnog oblika ostvareno je zamenom diskretnih provodnika u žlebovima strujnim plaštom sa približno sinusnom raspodelom gustine struje. Trenutna vrednost gustine struje, relevantna za određeni položaj rotora u odnosu na stator, zavisi od fundamentalne i ostalih komponenti iz spektra mps koje su celobrojni umnošci fundamentalne. Prema [8], vrednost izabranog harmonika mps u proizvoljnom položaju i proizvoljnom trenutku iznosi:

$$F_v(\theta, t) = F_{vm} \cdot \sin(v\theta - \omega_v t) \quad (2)$$

gde θ predstavlja električni ugao, F_{vm} amplitudu v . prostornog harmonika mps, a ω_v kružnu učestanost datog harmonika. Zavisnost kružne učestanosti harmonika od frekvencije napajanja mašine opisana je relacijom

$$\omega_v = \pm \frac{2\pi f_i}{v} \quad (3)$$

gde f_i predstavlja frekvenciju harmonika struje koji stvara v . prostorni harmonik. Znak kružne učestanosti analiziranog prostornog harmonika ukazuje na smer obrtanja magnetskog polja koje stvara određeni harmonik. Mps može biti izražena u formi linijskog integrala podužne gustine struje duž unutrašnje površine statora. Relacija između mps i gustine struje glasi

$$J_{sv}(\theta, t) = J_{sv,m} \cos(v\theta - \omega_v t) \quad (4)$$

gde je $J_{sv,m}$ amplituda podužne gustine struje za posmatrani harmonik čija vrednost iznosi

$$J_{sv,m} = \frac{v \cdot F_{vm}}{r_{si}}, \quad (5)$$

za r_{si} koje odgovara unutrašnjem poluprečniku magnetskog kola statora. Formirani strujni plašt emulira postojanje kontinualne gustine struje uz unutrašnju ivicu statora, čime je omogućeno zadavanje podužne gustine struje u skladu sa (4). Plašt se sastoji od 360 elementarnih provodnika međusobno pomenih za 0,5 mehaničkih stepeni. Opisani model je, po uzoru na [8], nazvan model sa podužnom strujom (*Linear Current* – LC). Dodatno, kako bi dimenzije jarma ostale nepromenjene, spoljašnji poluprečnik statora je smanjen za vrednost koja odgovara visini zubaca, dok je dužina zazora povećana kako bi se uvažio uticaj ožlebljenosti statorskog magnetskog kola [7]

$$\delta_e = k_{cs} \cdot \delta \quad (6)$$

gde δ predstavlja stvarnu dužinu zazora, k_{cs} Karterov koeficijent statora, procenjena na 1.1 za analiziranu šestofaznu mašinu, a δ_e efektivnu dužinu zazora. Struja pojedinačnog, k -tog provodnika LC modela namotaja odgovara kompleksnoj vrednosti

$$\underline{I}_{v,k}(t) = F_{vm} v p \Delta \theta e^{j(k-1)vp\Delta\theta - \omega_v t}. \quad (7)$$

Frekvencija simulacije izabrana je tako da odgovara frekvenciji struja indukovanih u rotoru, odnosno

$$f_{vr} = v \left| \frac{pn}{60} - \frac{\omega_v}{2\pi} \right| \quad (8)$$

za p pari polova, n obrtaja u minuti i ω_v iz jednačine (3). Za kraj, efekat zasićenja magnetskog kola uzet je u obzir usvajanjem uticaja rešenja simulacije osnovnog harmonika mps na koji je superponiran trenutno simulirani harmonik.

4 KONSTRUKCIJA NAMOTAJA ROTORA I FORMIRANJE MODELA ROTORSKOG NAMOTAJA ZA SIMULACIJU

Izgled mehaničke karakteristike asinhronih mašina je u velikoj meri definisan presekom i otpornošću rotorskih štapova. Promenom otpornosti rotorskog kola menja se polazni moment i prevalni moment i klizanje. Kod mašina sa namotanim rotorom postoji mogućnost dodavanja eksternog otpornika u cilju povećanja polaznog momenta. Slično se može ostvariti i primenom rotora sa dvostrukim kavezom ili dubokim žlebovima, koristeći se efektom potiskivanja struja (skin efekat) u rotorskim štapovima. U ovom radu je analiziran slučaj rotora sa dubokim žlebovima. Iako se višefazne mašine dominantno napajaju iz invertora čime je omogućena neposredna kontrola nad momentom, oblikovanje štapova rotora i dalje može imati veliki uticaj na ostvarivu vrednost momenta i na gubitke snage usled viših prostornih harmonika mps statora. Pored ukupne otpornosti koja zavisi od površine koju presek štapova zauzima u poprečnom preseku rotora mašine, potrebno je izabrati i oblik žlebova rotora. Uobičajeni oblici su trapezni, pravougaoni, ili okrugli [5]. Uticaj varijacija oblika žlebova i materijala rotorskih štapova na vrednost polaznog momenta i stepena iskorišćenja ispitan je u [9, 10].

Pored oblika, bitan parametar je i broj štapova kaveznog rotora. Izbor se vrši tako da se izbegnu neželjene parazitne komponente momenta i vibracije i šum koje mašina stvara pri radu. Prema [7], izdvojene opšte preporuke su:

- 1) broj štapova bi morao biti manji za 25% od broja žlebova statora (pojava asinhronih momenata),
- 2) ne sme se usvojiti isti broj žlebova statora i rotorskih štapova i broj štapova ne sme biti dva puta veći ili manji od broja statorskih žlebova (pojava sinhronih momenata),
- 3) niz pravila u funkciji broja polova kojim se stvaraju izrazite mehaničke vibracije i buka.

U [7] je priložena i tabela u kojoj je dat veliki broj eksperimentalno ispitanih najčešće razmatranih kombinacija koja posebno naglašava one koje po svaku cenu treba izbeći i ostale za koje je poznato da mogu da imaju nepovoljan uticaj na određene režime rada. Svi zaključci su izvedeni za slučaj trofazne mašine. Većina nepoželjnih pojava su posledica interakcije između viših prostornih ili vremenskih harmonika mps statora i rotora.

Jedan od nepovoljnih efekata tih komponenti mps su dodatni gubici u štapovima i magnetskom kolu rotora (*jezgro rotora*). Iako ovi gubici uglavnom ne predstavljaju glavninu gubitaka u mašini sa aspekta stepena iskorišćenja (poznato je da su gubici na osnovnoj učestanosti dominantni), njihova velika koncentracija u malim delovima štapova i jezgra može izazvati probleme u pogledu lokalnog pregrevanja. Pojedine kombinacije broja žlebova mogu da umanje ove gubitke i do 40%.

5 REZULTATI

Analizirano je nekoliko varijanti asimetrične šestofazne asinhronne mašine, sa različitim konstrukcijama rotorskog kaveza i različitim raspodelama statorskog namotaja. U svim analiziranim slučajevima osnovne dimenzije mašine su iste. Uticaji $d-q$ i $x-y$ komponenti statorskih struja na gubitke u rotoru analizirani su pojedinačno, za različite prostorne harmonike mps koji pripadaju ovim ravnima. Razmatrana su dva oblika poprečnog preseka rotorskih štapova – pravougaoni i trapezni. Kao polazna tačka izabrana je dvopolna asimetrična šestofazna asinhrona mašina, osnovnih parametara prikazanih u tabeli 1. Kavezni rotor originalne mašine čini 28 štapova trapeznog oblika. U FEA simulacijama je, pri svakoj izmeni

Tabela 1: Osnovni podaci mašine

Nazivni napon	119 V
Nazivna snaga	1410 W
Nazivna fazna struja	3.19 A
Nazivna brzina	2900 ob/min
Broj pari polova	1
Broj žlebova statora	26
Broj štapova rotora	28

broja štapova održan približno isti udeo površine poprečnog preseka rotora koji zauzimaju provodnici rotora unutar magnetskog kola. Ovim postupkom umanjene su varijacije ukupne otpornosti u kolu rotora. Svaka simulacija podrazumeva, redom:

- 1) izbor oblika i broja rotorskih štapova
- 2) usvajanje vrste statorskog namotaja i komponenti struja iz VSD modela
- 3) formiranje LC modela i proračun struja pojedinačnih elementarnih provodnika (7)
- 4) proračun frekvencije FEA modela u skladu sa formulom za pojedinačne harmonike (8)
- 5) FEA i obradu dobijenih podataka.

Za svaki prostorni harmonik se ponavljaju koraci 2) – 5). Analizirani su samo parni brojevi rotorskih štapova (18, 20, 22, 24, 26 i 28), jer je poznato da neparni brojevi mogu da utiču na pojavu nepoželjnih radialnih magnetskih sila [11].

5.1 Gubici usled komponenti struja u $d-q$ ravni

Usvojena je brzina obrtanja rotora od 2900 o/min, što odgovara nazivnom radnom režimu. Usvojena je amplituda struje od 5 A, frekvencije 50 Hz, bez komponenti na ostalim učestanostima. Ukupne vrednosti snage gubitaka u rotoru za različite oblike i broj štapova rotora i za različite raspodele statorskog namotaja date su u tabeli 2.

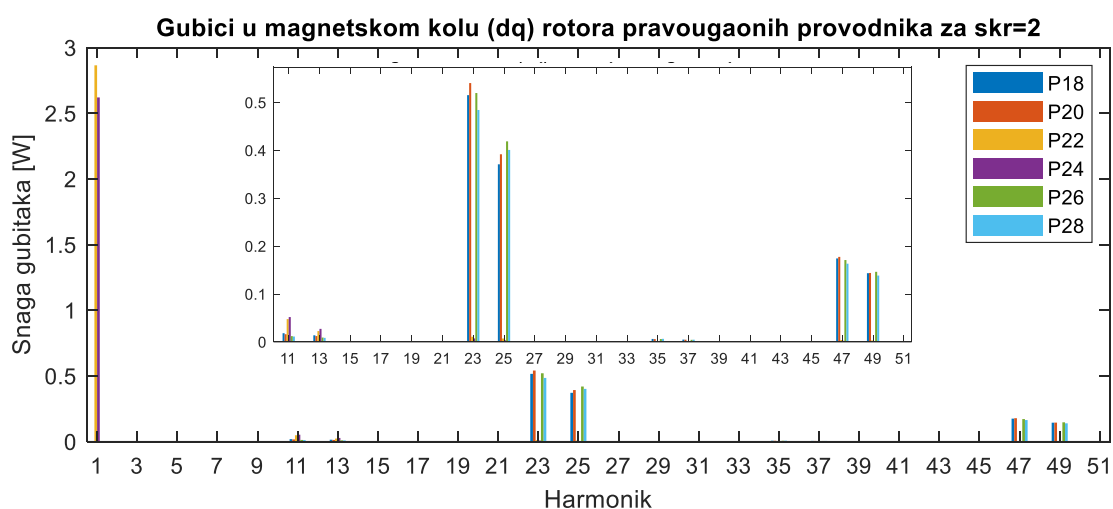
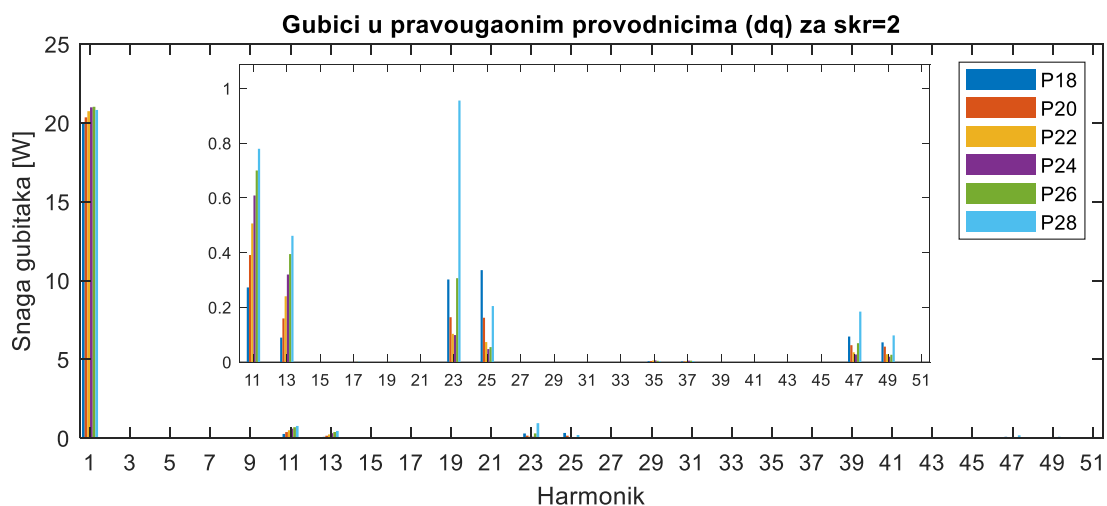
Iz tabele se može primetiti da pravougaoni oblik rotorskih štapova generalno rezultuje većim gubicima u odnosu na trapezni. Ovo se može objasniti većom površinom provodnika trapeznog oblika u blizini zazora, gde su koncentrisane struje viših harmonika, što će biti pokazano na slikama u nastavku poglavlja. Takođe, iz prikazanih rezultata se vidi da su gubici nešto manji za rotore sa manjim brojem štapova. Najveća razlika između bilo koje dve varijante prikazane u Tabeli 2 iznosi 8 W. Uzevši u obzir da je nazivna snaga mašine 1410 W, ovi gubici smanjuju stepen iskorišćenja za najmanje 1,2% (18 trapezoidnih štapova, korak namotavanja skraćen za 1), a najviše 1,7% (24 pravougaona štapa, korak namotavanja skraćen za 2).

Tabela 2: Ukupni gubici za slučaj d - q komponenti struja

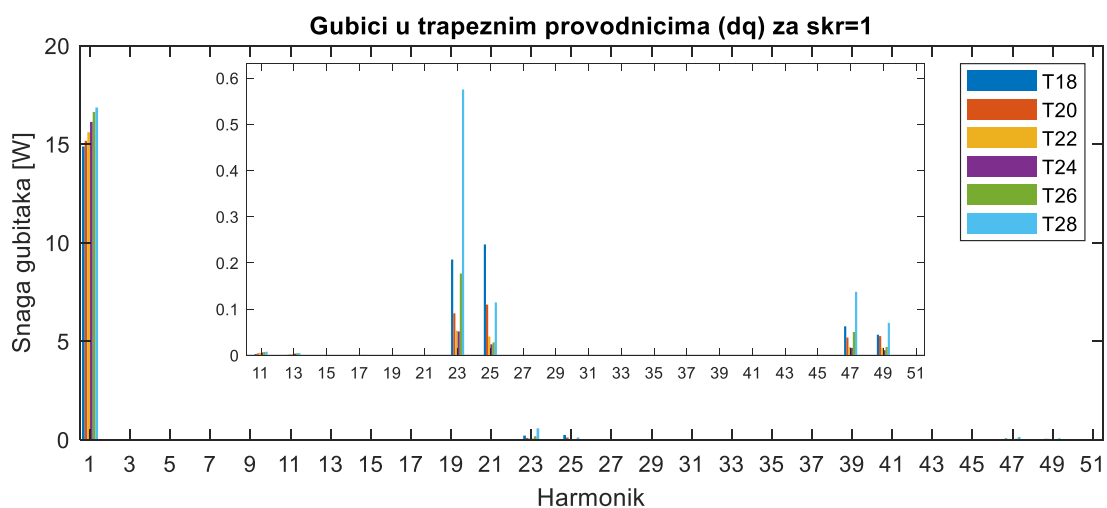
R. br.	Oblik štapa	Broj štapova	Skr. koraka	Ukupni gubici	R. br.	Oblik štapa	Broj štapova	Skr. koraka	Ukupni gubici
1.	'P'	24	2	24,848	19.	'T'	28	2	20,187
2.	'P'	28	2	24,743	20.	'T'	28	0	20,094
3.	'P'	24	0	24,742	21.	'T'	26	2	19,321
4.	'P'	22	2	24,711	22.	'T'	26	0	19,242
5.	'P'	28	0	24,631	23.	'T'	24	2	19,113
6.	'P'	22	0	24,607	24.	'T'	28	1	19,087
7.	'P'	26	2	23,886	25.	'T'	24	0	19,040
8.	'P'	26	0	23,778	26.	'T'	22	2	18,611
9.	'P'	22	1	23,531	27.	'T'	22	0	18,536
10.	'P'	24	1	23,476	28.	'T'	26	1	18,336
11.	'P'	28	1	23,092	29.	'T'	24	1	18,229
12.	'P'	20	2	22,657	30.	'T'	22	1	17,831
13.	'P'	20	0	22,559	31.	'T'	20	2	17,575
14.	'P'	18	2	22,426	32.	'T'	20	0	17,497
15.	'P'	26	1	22,391	33.	'T'	18	2	17,379
16.	'P'	18	0	22,329	34.	'T'	18	0	17,296
17.	'P'	20	1	21,720	35.	'T'	20	1	16,896
18.	'P'	18	1	21,671	36.	'T'	18	1	16,790

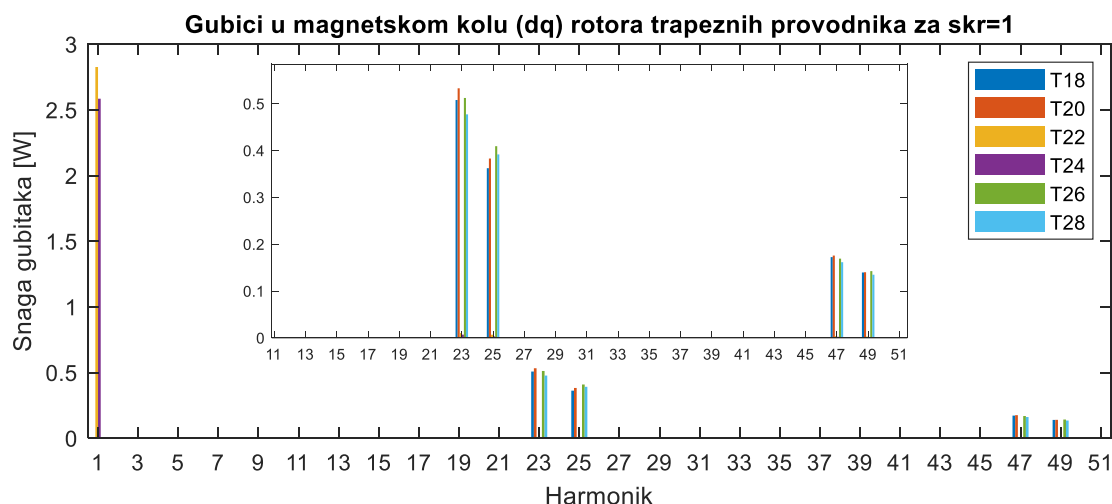
Vrednosti snage gubitaka usled pojedinačnih prostornih harmonika, u provodnicima i magnetskom kolu, za topologiju statorskog namotaja sa skraćanjem navojnog koraka koji iznosi 2 i različit broj štapova pravougaonog oblika date su na slici 3 .

Ovoj grupi pripada i slučaj iz tabele 2 sa najvećim ukupnim gubicima (pravougaoni, 24 štapa, skraćenje 2). Analogne vrednosti za rotor sa štapovima trapeznog oblika i skraćenjem od 1 žleba, uključujući dizajn rotora sa najmanjim ukupnim gubicima (trapezni, 18 štapova, skraćenje 1), prikazane su dijagramima na slici 4.



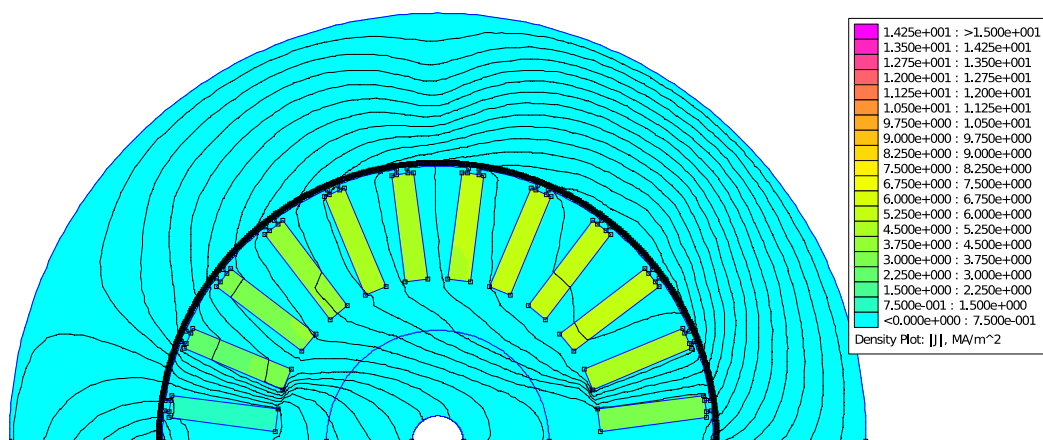
Slika 3: Gubici u provodnicima (gore) i magnetskom kolu (dole) rotora usled d - q komponenti struja (štapovi pravougaonog preseka, skraćenje koraka motanja 2)



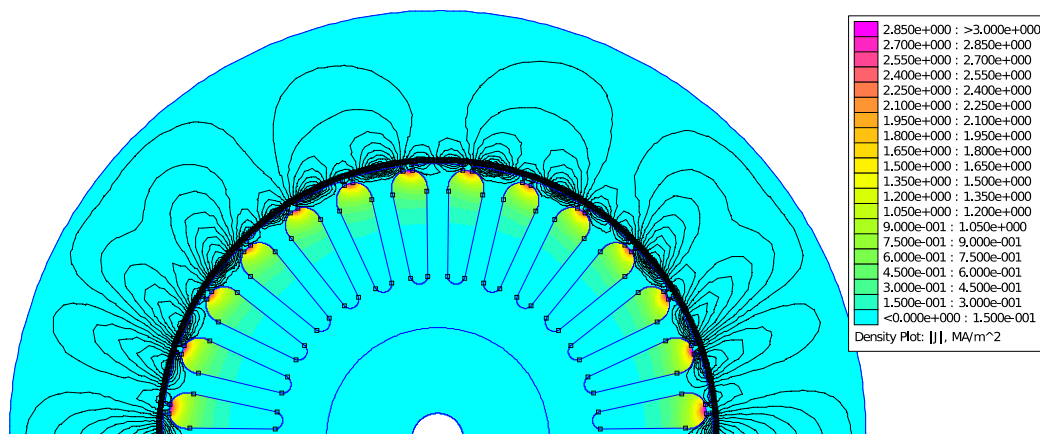


Slika 4: Gubici u provodnicima (gore) i magnetskom kolu (dole) rotora, štapova trapeznog preseka, koraka skraćenja 1 za d-q komponente struja

Kao što je i očekivano, komponente struja u d - q ravni koje stvaraju obrtno magnetno polje se preslikavaju u harmonike reda $12n \pm 1$. Gubitaka na 5. i 7. harmoniku koji potiču od struja koje stvaraju obrtni moment nema, što je ranije i objašnjeno. Najveći gubici u provodnicima se javljaju na fundamentalnom harmoniku i čine glavninu ukupnih gubitaka. Gubici u magnetskom kolu imaju gotovo identičnu raspodelu po harmonicima za oba oblika i bilo koji izbor broja štapova u rotoru, pri čemu se za 22 i 24 štapa imaju veći gubici na osnovnom, dok se za ostale varijante najveći gubici u gvožđu javljaju na 23. i 25. harmoniku. U slučaju skraćenja koraka namotavanja od jednog žleba, gubici na 11. i 13. harmoniku su zanemarljivi. Slična raspodela gubitaka je uočena u svim ostalim analizama. S obzirom na relativno male vrednosti gubitaka usled viših harmonika, moglo bi se zaključiti da ovi gubici nisu od presudnog značaja pri izboru parametara dizajna mašine. Međutim, iako nemaju veliki uticaj na stepen iskorišćenja, ovi gubici se javljaju u relativno maloj zapremini pri površini rotora, te mogu izazvati lokalno pregrevanje i oštećenja međulimovske izolacije i spojeva štapova i prstena rotora. Osim toga, njihova visoka vrednost je i indikator valovitosti momenta usled interakcije statora i rotora na višim prostornim harmonicima. Iz tih razloga smanjenje vrednosti ovih gubitaka treba uvrstiti kao faktor pri dizajnu šestofazne mašine.



Slika 5: Linije polja i gustina struje u rotoru (osnovni harmonik, 24 pravougaona štapa, korak skraćenja 2)



Slika 6: Linije polja i gustina struje u rotoru (23. harmonik, 28 trapeznih štapova, korak skraćenja 2)

Primeri raspodela linija magnetskog polja i gustine struja u provodnicima rotora za dva izdvojena slučaja dati su na slikama 5 i 6. Uzeti su osnovni i 23. harmonik kao viši harmonik na kom se ispoljavaju dovoljno veliki gubici. Osnovni harmonik karakteriše ravnomerna raspodela struje po preseku provodnika (slika 5), dok su struje višeg harmonika značajno gušće u blizini zazora (slika 6). Dodatno, linije magnetskog polja osnovnog harmonika se kroz jaram zatvaraju na većem prostoru od viših harmonika.

5.2 Gubici usled komponenti struja u x - y ravni

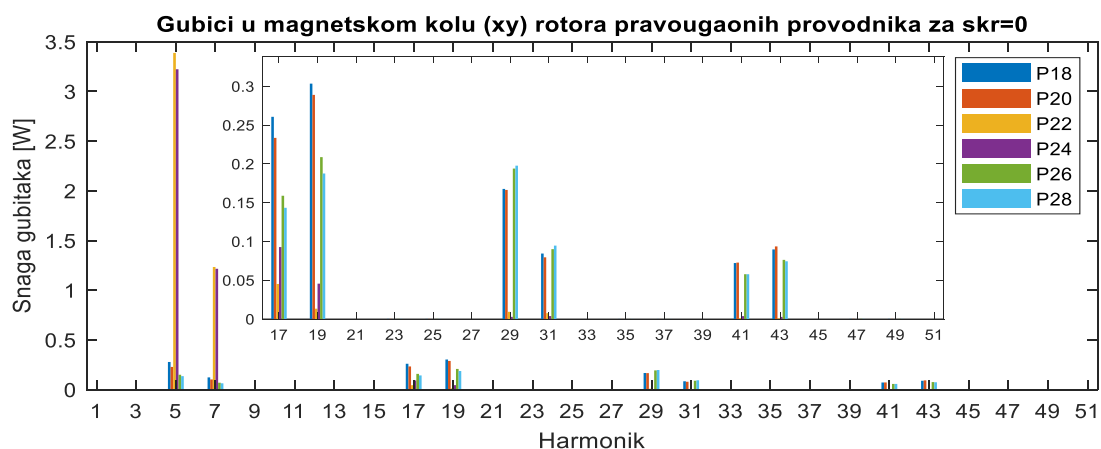
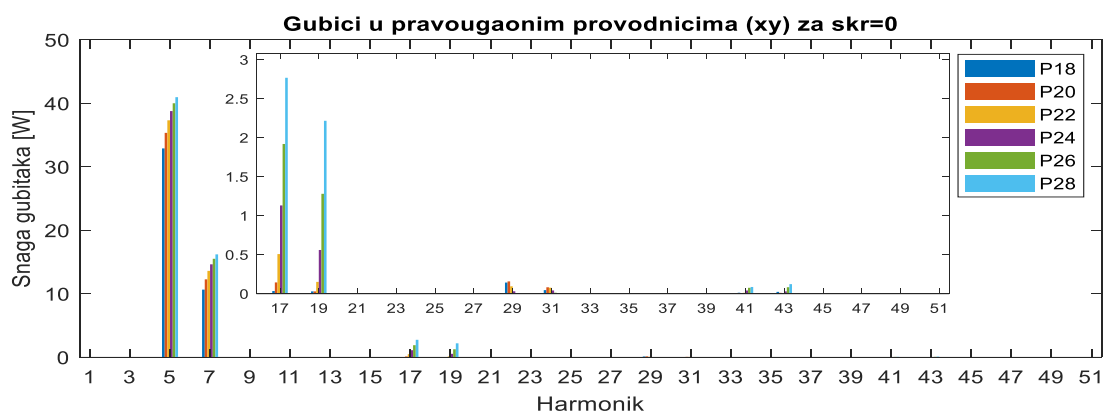
Analiza ovih gubitaka je od interesa za nesimetrične radne režime, u kojima višefazne asinhronne mašine mogu raditi značajno duže u odnosu na trofazne. Usvojena je brzina obrtanja rotora od 2900 o/min i amplituda struje od 4 A. Iako bi komponente ovih struja u praksi imale manju amplitudu, usvojena je vrednost približna nazivnoj kako bi se lakše uporedio uticaj x - y i d - q komponenti na ukupne gubitke. Rezultati su prikazani u tabeli 3. Može se uočiti da topologija statora ima veliki uticaj na ukupne gubitke u rotoru, kao i da je trapezni oblik štapova pogodniji od pravougaonog. Minimalne vrednosti gubitaka za tri analizirane varijante raspodele statorskog namotaja iznose 29,6 W (pun korak), 16,7 W (skraćenje za jedan žleb) i 2,16 W (skraćenje za 2 žleba). Izbor broja rotorskih štapova je vrlo uticajan i dovodi do varijacija snage gubitaka i do 40%. Primera radi, za pravougaone štapove i pun navojni korak vrednost gubitaka u rotoru iznosi 63,3W za 28 štapova i 45,2W za 18 štapova. Ujedno, dizajn sa 28 štapova pravougaonog preseka i statorskim namotajem punog navojnog koraka je najnepovoljniji u pogledu gubitaka u rotoru. U najpovoljnijem slučaju ima se vrednost snage gubitaka od 2,16 W, što odgovara dizajnu sa 18 rotorskih provodnika trapeznog oblika i skraćenjem od 2 žleba.

Tabela 3: Ukupni gubici za slučaj x - y komponenti struja

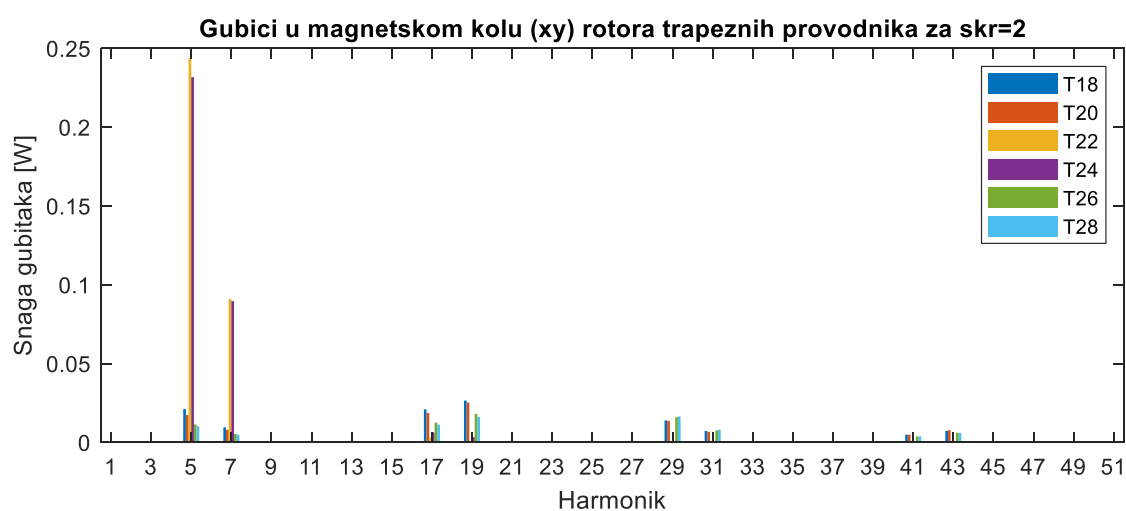
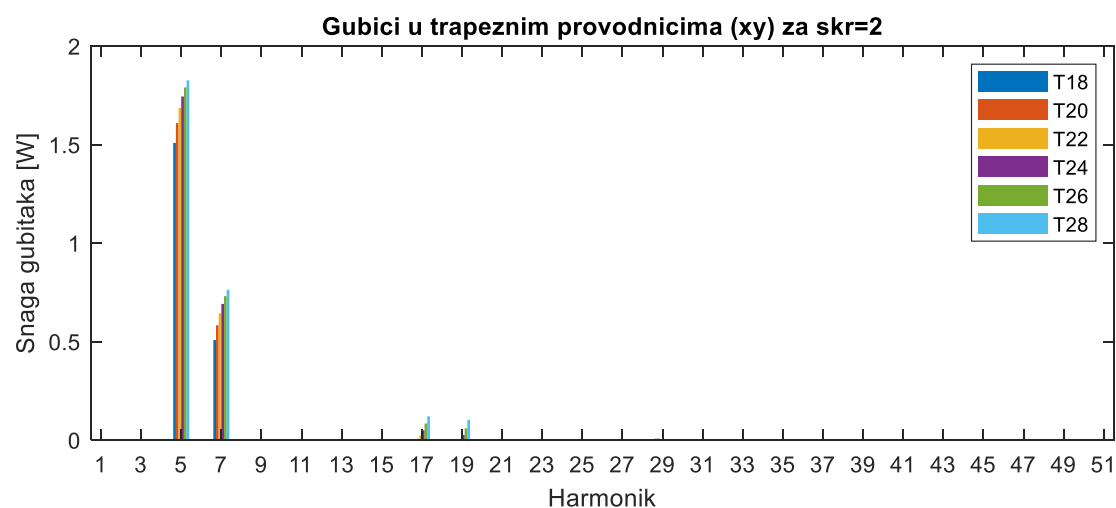
R. br.	Oblik štapa	Broj štapova	Skr. koraka	Ukupni gubici	R. br.	Oblik štapa	Broj štapova	Skr. koraka	Ukupni gubici
1.	'P'	28	0	63,371	19.	'T'	28	1	21,974
2.	'P'	26	0	59,938	20.	'T'	26	1	20,951
3.	'P'	24	0	59,880	21.	'T'	24	1	20,868
4.	'P'	22	0	56,518	22.	'T'	22	1	19,880
5.	'P'	20	0	49,357	23.	'T'	20	1	17,905
6.	'P'	18	0	45,257	24.	'T'	18	1	16,695

R. br.	Oblik štapa	Broj štapova	Skr. koraka	Ukupni gubici	R. br.	Oblik štapa	Broj štapova	Skr. koraka	Ukupni gubici
7.	'T'	28	0	40,086	25.	'P'	28	2	4,589
8.	'T'	26	0	38,079	26.	'P'	26	2	4,342
9.	'T'	24	0	37,758	27.	'P'	24	2	4,331
10.	'T'	22	0	35,756	28.	'P'	22	2	4,090
11.	'P'	28	1	34,827	29.	'P'	20	2	3,583
12.	'P'	24	1	33,171	30.	'P'	18	2	3,286
13.	'P'	26	1	33,056	31.	'T'	28	2	2,907
14.	'T'	20	0	31,999	32.	'T'	26	2	2,763
15.	'P'	22	1	31,486	33.	'T'	24	2	2,731
16.	'T'	18	0	29,636	34.	'T'	22	2	2,588
17.	'P'	20	1	27,663	35.	'T'	20	2	2,329
18.	'P'	18	1	25,533	36.	'T'	18	2	2,159

Raspodela gubitaka po harmonicima data je na slikama 5 i 6. Sa dijagrama se može primetiti da su gubici najizraženiji na 5. i 7. harmoniku, a potom na 17. i 19. Ovo je u skladu sa očekivanim preslikavanjem komponenti iz x - y ravni u one harmonike koji ne stvaraju koristan moment, ali mogu dovesti do pojave velikih gubitaka. Porast broja štapova generalno izaziva porast snage gubitaka u štapovima.

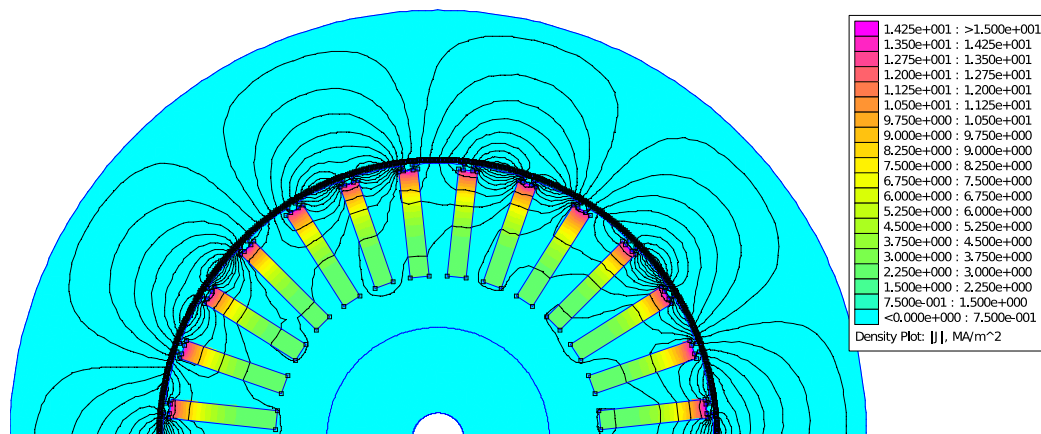


Slika 7: Gubici u provodnicima (gore) i magnetskom kolu (dole) rotora, štapova pravougaonog preseka, korak skraćenja 0 za x - y komponente struja

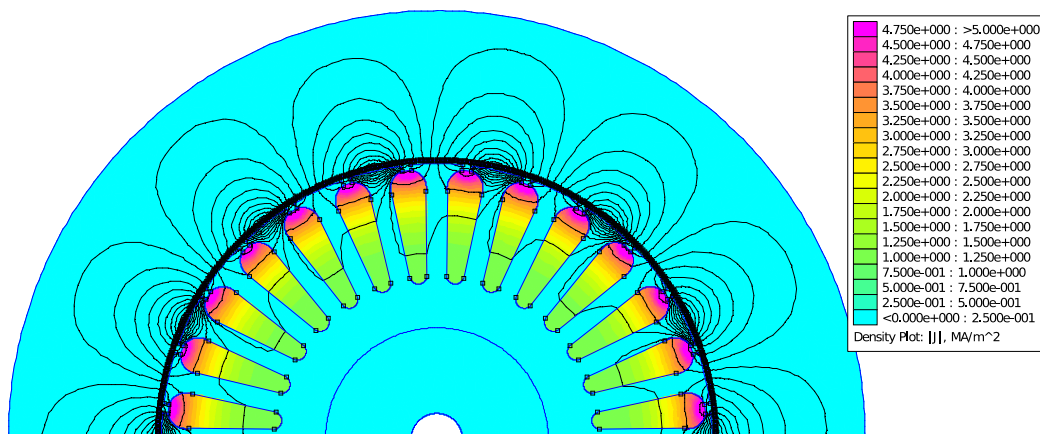


Slika 8: Gubici u provodnicima (gore) i magnetskom kolu (dole) rotora, za štapove trapeznog preseka, korak skraćénja 2 za x - y komponente struja statora

Primeri raspodele linija magnetskog polja i gustine struja u rotoru za dva izdvojena slučaja dati su na slikama 9 i 10.



Slika 9: Linije polja i gustina struje u rotoru (5. harmonik, 28 pravougaonih štapova, korak skraćénja 0)



Slika 10: Linije polja i gustina struje u rotoru (7. harmonik, 28 pravougaona štapa, korak skraćenja 0)

Kao i u slučaju analize rezultata $d-q$ komponenti struja može se videti da su struje na višim učestanostima koncentrisane u vrhu rotorskog štapa kao i da se linije magnetskog polja koje stvaraju viši harmonici mps zatvaraju na manjem prostoru od onih na nižim. Navedeno se vidi na slikama 9 i 10 koje prikazuju 5. i 7. harmonik.

6 ZAKLJUČAK

U ovom radu prikazani su rezultati analize uticaja viših harmonika mps statora šestofazne asinhronne mašine na gubitke u provodnicima i magnetskom kolu kaveznog rotora za različit oblik i broj rotorskih štapova. Opisan je model statorskog namotaja kojim se može ispitati uticaj pojedinačnih prostornih harmonika mps izazvanih $d-q$ i $x-y$ komponentama struja statora, karakterističnim za različite radne režime, na raspodelu mps i gubitke u rotoru. Sprovedene su FEA simulacije za veliki broj kombinacija topologija statorskog i rotorskog namotaja i dobijeni rezultati su prikazani u radu. Izdvojeni su kritični slučajevi za koje je prikazan uticaj pojedinačnih prostornih harmonika mps od osnovnog do 51, na gubitke u rotoru. Za njih su potom grafički prikazane raspodele gustine struje kao i linija magnetskog polja i objašnjen uticaj gubitaka usled viših harmonika struja u rotoru. Rezultati predložene metode za proračun gubitaka mogu se koristiti kao dodatni kriterijum prilikom dizajniranja višefaznih električnih mašina. Na ovaj način je omogućena simultana analiza uticaja izbora broja i oblika rotorskih štapova, dizajna statorskog namotaja i komponenti struja prisutnih u statorskom namotaju. U daljem radu biće razmatran uticaj viših vremenskih harmonika struje statora, naročito visokofrekventne valovitosti struje usled napajanja iz invertora. Očekuje se da će uticaj ovih harmonika biti značajan, te da bi sprovedena analiza istovremeno pružila smernice za odabir broja i oblika rotorskih štapova, ali i za izbor prekidačke učestanosti pretvarača.

7 REFERENCE

- [1] Eurostat, „Energy statistics - an overview,“ 2024. https://ec.europa.eu/eurostat/statistics-explained/index.php?title=Energy_statistics_-_an_overview#Final_energy_consumption.
- [2] *Ecodesign requirements — electric motors and variable speed drives: Regulation (EU) 2019/1781*, EUR-Lex, 2019.

- [3] M. J. Duran, E. Levi i F. Barrero, „Multiphase Electric Drives. Introduction,“ u *Wiley Encyclopedia of Electrical and Electronics Engineering Edition: 1st*, Wiley, 2017.
- [4] M. A. Frikha, J. Croonen, K. Deepak, Y. Benomar, M. El Baghdadi i O. Hegazi, „Multiphase Motors and Drive Systems for Electric Vehicle Powertrains: State of the Art Analysis and Future Trends,“ *Energies*, 2023.
- [5] S. Williamson i C. I. McClay, *Optimisation of the geometry of closed rotor slots for cage induction motors*, IEEE Industry Applications Conference Thirtieth IAS Annual Meeting, 1995.
- [6] E. Levi, „Multiphase AC Machines,“ *The Industrial Electronics Handbook on Power Electronics and Motor Drives*, pp. 1-31, 2011.
- [7] J. Pyrhönen, T. Jokinen i V. Hrabovcová, *Design of Rotating Electrical Machines*, John Wiley & Sons, 2013.
- [8] B. Brkovic i M. Jecmenica, „Calculation of Rotor Harmonic Losses in Multiphase Induction Machines,“ *Machines*, t. 10, br. 5, 2022.
- [9] A. Marfoli, D. Nardo, M. Degano, C. Gerada i W. Chen, „Rotor Design Optimization of Squirrel Cage Induction Motor - Part I: Problem Statement,“ *IEEE Transactions on Energy Conversion*, t. 36, br. 2, pp. 1271-1279, 2021.
- [10] A. Marfoli, D. Nardo, M. Degano, C. Gerada i W. Chen, „Rotor Design Optimization of Squirrel Cage Induction Motor - Part II: Results Discussion,“ *IEEE Transactions on Energy Conversion*, t. 36, br. 2, pp. 1280-1288, 2021.
- [11] G. Joksimović, M. Mezzarobba, A. Tassarolo i E. Levi, „Optimal Selection of Rotor Bar Number in Multiphase Cage Induction Motors,“ *IEEE Access*, t. 8, pp. 135558-135568, 2020.
- [12] I. Boldea i S. A. Nasar, *The Induction Machines Design Handbook*, CRC Press, 2009.