

УНИВЕРЗИТЕТ У БЕОГРАДУ
ЕЛЕКТРОТЕХНИЧКИ ФАКУЛТЕТ

Илија Г. Класнић

**ЕСТИМАЦИЈА И ПРЕДИКЦИЈА
ТЕРМИЧКОГ СТАЊА РОТОРА
ХИДРОГЕНЕРАТОРА И УТИЦАЈ НА
ГРАНИЧНЕ ВРЕДНОСТИ РЕАКТИВНИХ
СНАГА**

докторска дисертација

Београд, 2023

UNIVERSITY OF BELGRADE
SCHOOL OF ELECTRICAL ENGINEERING

Ilija G. Klasnić

**ESTIMATION AND PREDICTION OF THE
HYDROGENERATOR ROTOR THERMAL
CAPABILITY AND INFLUENCE ON THE
REACTIVE POWER CAPABILITIES**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2023

Ментор:
др Зоран Лазаревић, редовни професор
Универзитет у Београду, Електротехнички факултет

Чланови комисије:

Датум одбране:

Изјава захвалности

Велику захвалност дугујем ментору, професору др Зорану Лазаревићу на пруженој шанси и поверењу које ми је указао. Својим ентузијазмом и љубављу према науци био је велика подршка током докторских студија.

Захваљујем се колегама са Електротехничког института Никола Тесла, а нарочито др Жарку Јанди, др Јасни Драгосавац и Зорану Ћирићу на пруженој подршци, корисним саветима и занимљивим дискусијама.

Захваљујем се ЈП Електропривреда Србије које је препознало значај предметне тематике и дало свој допринос у реализације овог истраживања.

Коначно, дисертацију посвећујем својој породици којој сам захвалан на безусловној љубави, подршци и показаном стрпљењу.

Наслов дисертације: Естимација и предикција термичког стања ротора хидрогенератора и утицај на граничне вредности реактивних снага

Сажетак: Транзиција енергетског сектора подразумева све већу пенетрацију обновљивих извора енергије у електроенергетски систем што значајно утиче на начин експлоатације конвенционалних производних јединица. Последица интермитентне природе рада обновљивих извора енергије је потреба за повећаном флексибилношћу конвенционалних производних јединица у циљу очувања стабилности система. У условима појаве дуготрајне нестабилности напона, расположиви капацитет за регулацију напона, којим располажу конвенционални генератори, зависи од пораста температуре генератора. Пораст температуре одређује максималну излазну снагу (називну вредност) генератора. Када хидрогенератор ради са снагом нижом од називне излазне електричне снаге постоји преостали краткорочни топлотни капацитет на располагању. Познавање термичког стања ротора хидрогенератора је од кључног значаја за могућност краткотрајног рада генератора изван дозвољене радне области дефинисане стационарним погонским дијаграмом и искоришћења краткорочног преосталог термичког капацитета.

Основни циљеви ове дисертације су унапређење естимације и предикције термичког стања ротора хидрогенератора и његов утицај на граничне вредности реактивних снага. У ту сврху је развијен комбиновани спрегнути термичко-електрични модела намотаја ротора хидрогенератора базиран на методи коначних разлика који омогућава увид у комплетну термичку слику намотаја ротора. Развијен је алгоритам за одређивање температуре намотаја ротора хидрогенератора решавањем комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела.

За потребе верификације средње температуре намотаја ротора хидрогенератора коју као резултат даје развијени модел, развијена су два естиматорска модела за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора на основу мерења електричних величина и температура.

Сprovedена су експериментална мерења током спровођења огледа загревања на реалном хидрогенератору. Потом је урађена верификација развијеног комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора и естиматорских модела за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора коришћењем експерименталних мерења. Развијен је модел за естимацију најтоплије тачке на основу мерења струје и средње вредности температуре намотаја ротора.

У оквиру анализе утицаја термичког стања ротора на граничне вредности реактивних снага развијен је алгоритам за адаптивно подешавање лимитера максималне струје ротора. Алгоритам се базира на коришћењу целокупно расположивог термичког капацитета ротора у циљу повећања флексибилности рада у надпобуђеним режимима рада. Доприноси остварени у овој дисертацији имају велики значај за надзор стања, планирање ремонтних активности и експлоатацију хидрогенератора.

Кључне речи: хидрогенератор, намотај ротора, термички капацитет ротора, реактивна снага, спрегнути термичко-електрични модел, најтоплија тачка

Научна област: Електротехника и рачунарство

Ужа научна област: Енергетски претаврачи и погони

Dissertation title: Estimation and prediction of the hydrogenerator rotor thermal capability and influence on the reactive power capabilities

Abstract: The ongoing energy transition implies increasing penetration of renewable energy sources into the power system, which significantly affects the manner of exploitation of conventional generating units. The consequence of the intermittent production cycling of renewable energy sources is the need for increased flexibility of conventional generating units in order to preserve system stability. In conditions of long-term voltage instability, the available capability for voltage regulation, which is available to conventional generators, depends on the temperature rise of the generator parts. The temperature rise determines the maximum output power (rated value) of the generator. When the hydrogenerator operates at a power lower than the rated electrical output power, there is an additional short-term thermal capability available. Knowing of the hydrogenerator rotor thermal capability is of key importance for the possibility of the generator short-term operation outside the permitted operating area defined by the static operating diagram and the use of the remaining short-term thermal capability.

This dissertation is aimed at improving the estimation and prediction of the hydrogenerator rotor thermal capability and its influence on the reactive power capabilities. For this purpose, a combined coupled thermal-electrical model of the hydrogenerator field winding was developed based on the finite difference method, which allows insight into the complete thermal image of the field winding. An algorithm was developed for determining the temperature of the hydrogenerator field winding by solving a combined coupled thermal-electrical model.

For the purposes of verifying the average field winding temperature of the hydrogenerator, which is obtained using the developed coupled model, two estimator models were developed to determine the average field winding temperature of the hydrogenerator based on the measurement of electrical quantities and temperatures in the power plant.

Experimental measurements were carried out during the heat run test on a real hydrogenerator. After that, the verification of the developed combined thermal-electrical model of the field winding and estimator models for determining the average field winding temperature was done using experimental measurements. A model for estimation of the field winding hot spot temperature was developed based on field current measurement and an average field winding temperature.

As part of the analysis of the influence of the field winding thermal capability on the limit values of reactive power, an algorithm was developed for adaptive adjustment of the overexcitation limiter. The algorithm is based on the use of the entire available rotor thermal capability in order to increase the flexibility of operation in overexcited operating conditions. This dissertation provides contributions related to the condition monitoring, planning of the overhaul inspections and exploitation of hydrogenerator.

Keywords: hydrogenerator, field winding, rotor thermal capacity, reactive power, coupled thermal-electrical model, hot spot

Scientific area: Electrical and Computer Engineering

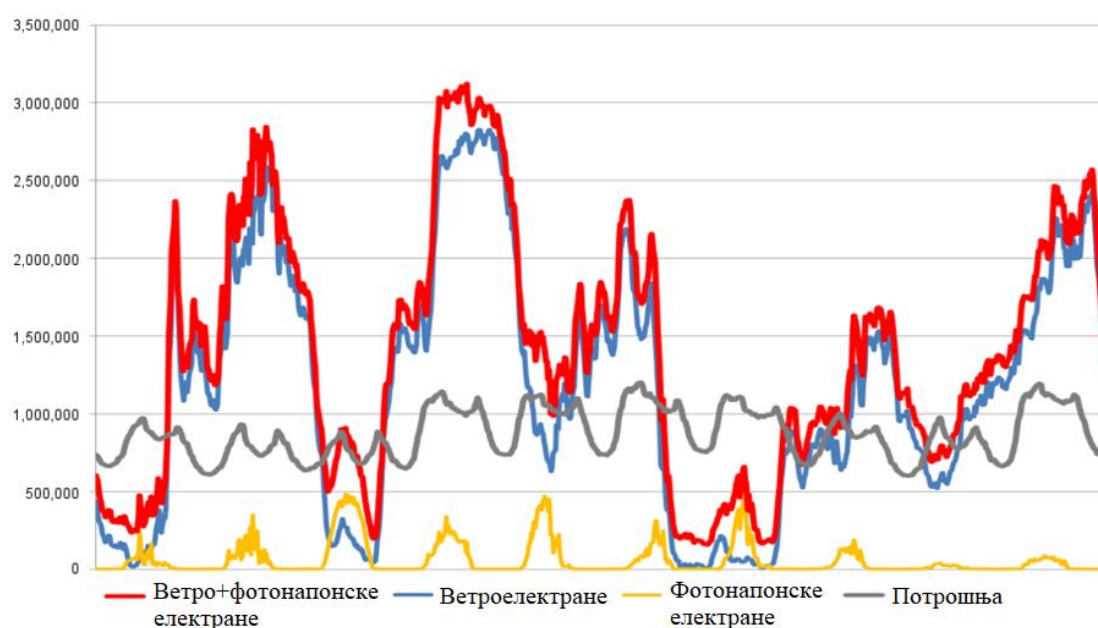
Scientific subarea: Power converters and drives

1	УВОД	1
1.1	Термички капацитет ротора хидрогенератора и утицај на граничне вредности реактивних снага	6
1.2	Значај естимације и предикције термичког стања ротора хидрогенератора	11
2	ОСВРТ НА ПРОБЛЕМАТИКУ ЗАГРЕВАЊА И ХЛАЂЕЊА СИНХРОНИХ ГЕНЕРАТОРА И НАЧИНЕ МЕРЕЊА И ОДРЕЂИВАЊА ТЕМПЕРАТУРЕ РОТОРА	14
2.1	Конструкција и губици снаге ротора хидрогенератора	14
2.1.1	Губици снаге у намотају ротора	16
2.1.2	Губици снаге у полним наставцима	17
2.1.3	Губици у полним наставцима ротора услед виших хармоника магнетопобудне силе статора	17
2.1.4	Губици у полним наставцима услед зубних хармоника у пољу статора	17
2.2	Начини простирања топлоте унутар обртних електричних машина	18
2.2.1	Преношење топлоте провођењем	19
2.2.2	Преношење топлоте струјањем	21
2.2.3	Преношење топлоте зрачењем	22
2.2.4	Вишедимензионално провођење топлоте у прелазним стањима	23
2.3	Расхладни системи обртних електричних машина	24
2.4	Значај и начини мерења и одређивања температуре делова синхроног генератора	28
2.5	Значај и начини мерења и одређивања температуре делова синхроног генератора	31
2.6	Детаљан преглед литературе	33
3	РАЗВОЈ ТЕРМИЧКОГ МОДЕЛА НАМОТАЈА РОТОРА ХИДРОГЕНЕРАТОРА ЗА ПОТРЕБЕ ЕСТИМАЦИЈЕ И ПРЕДИКЦИЈЕ ТЕРМИЧКОГ СТАЊА РОТОРА	39
3.1	Полазно теоријско разматрање за развој термичког модела намотаја ротора хидрогенератора	39
3.2	Спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора синхроног генератора са истакнутим половима развијен применом метода коначних разлика	40
3.2.1	Дистрибуирани извор топлоте у намотају пола ротора услед џулових губитака снаге	45
3.2.2	Развој електричног модела јачине електричног поља у намотају ротора	45
3.2.3	Гранични услови	46
3.2.3.1	Адијабатски гранични услови	47
3.2.3.2	Хлађење расхладним ваздухом по површини бакра намотаја ротора	49
3.2.3.3	Одређивање брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору ротора	51
3.2.3.4	Хлађење кроз руб капе пола ротора	53
3.2.3.5	Хлађење кроз тело полног наставка до површине пола ротора према ваздушном зазору	54
3.3	Алгоритам за одређивање температуре намотаја ротора хидрогенератора решавањем комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела	56
3.4	Утицај преосталог термичког капацитета ротора хидрогенератора на граничне вредности реактивних снага	62
3.4.1	Термичко ограничење ротора хидрогенератора дефинисано карактеристикама оптерећења – V кривама	63
3.4.2	Адаптивно подешавање лимитера максималне струје ротора	64
3.4.3	Поређење термичке динамике намотаја ротора хидрогенератора са динамиком дефинисаном карактеристиком одраде лимитера максималне струје побуде.	66
3.4.4	Алгоритам за подешавање адаптивног лимитера максималне струје побуде	69
4	СИСТЕМИ ЗА МЕРЕЊЕ И ЕСТИМАЦИЈУ ТЕМПЕРАТУРЕ НАМОТАЈА РОТОРА НА РЕАЛНОМ ХИДРОГЕНЕРАТОРУ	71
4.1	Модели за естимацију средње температуре намотаја ротора хидрогенератора засновани на реалним мерењима	71
4.1.1	Естиматорски модел бр. 1	71
4.1.2	Естиматорски модел бр. 2	73
4.2	Валидација развијених естиматорских модела	74

4.2.1	Индиректна метода за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора	75
4.2.2	Директан метод мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора	80
4.2.3	Оглед загревања реалног хидрогенератора	83
4.2.4	Одређивање коефицијената модела на основу експерименталних мерења из огледа загревања	84
4.2.5	Испитивање сензитивности развијених модела	87
5	ВЕРИФИКАЦИЈА РАЗВИЈЕНОГ СПРЕГНУТОГ ТЕРМИЧКО-ЕЛЕКТРИЧНОГ МОДЕЛА НАМОТАЈА РОТОРА ХИДРОГЕНЕРАТОРА НА ОСНОВУ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ МЕРЕЊА НА РЕАЛНОМ ХИДРОГЕНЕРАТОРУ	89
5.1	Верификација развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора на основу експерименталних мерења из огледа загревања на реалном хидрогенератору	89
5.2	Коришћење верификованог спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора за одређивање температуре најтоплије тачке	106
6	ЗАКЉУЧАК	108
	ПРИЛОЗИ	111
П1	Прорачун расподеле брзине струјања расхладног ваздуха дуж намотаја ротора хидрогенератора у ХЕ „Пирот“	111
	ЛИТЕРАТУРА	117

1 УВОД

Конвенционални електроенергетски систем (ЕЕС) представља систем у којем се производња електричне енергије врши у централизованим електранама. Доминантно се процес производње електричне енергије у њима обавља сагоревањем фосилних горива, нуклеарног горива или из хидроенергије. У последње две деценије дошло је до развоја обновљивих извора енергије (ОИЕ) који представљају изворе енергије који се периодично обнављају. У ОИЕ спадају хидроелектране, фотонапонске електране, ветроелектране, геотермалне електране, електране на биомасу и друге. Поред одређених бенефита које доносе ОИЕ, донели су и бројне изазове са којим се стари конвенционални ЕЕС нису сусретали. Наиме, производња електричне енергије из ОИЕ је пре свега интермитентна (нарочито из ветроелектрана и фотонапонских електрана) и веома зависи од расположивих ресурса примарне енергије. Из тог разлога њиховом производњом се не може управљати. На слици 1.1 приказан је типичан дијаграм промене у производњи електричне енергије из ветроелектрана и фотонапонских електрана и дијаграм потрошње [1]. На основу дијаграма са слике 1.1 јасно је да су промене у производњи енергије из ОИЕ знатно израженије у односу на промену потрошње. Ова чињеница ствара велике проблеме приликом планирања и регулације ЕЕС-а, јављају се проблеми балансирања снага у систему, повећавају се опсези напона у тачки прикључења итд. Динамика и утицај ових промена у снази ОИЕ се посматрају у временским интервалима од неколико секунди до минутних и сатних [2].

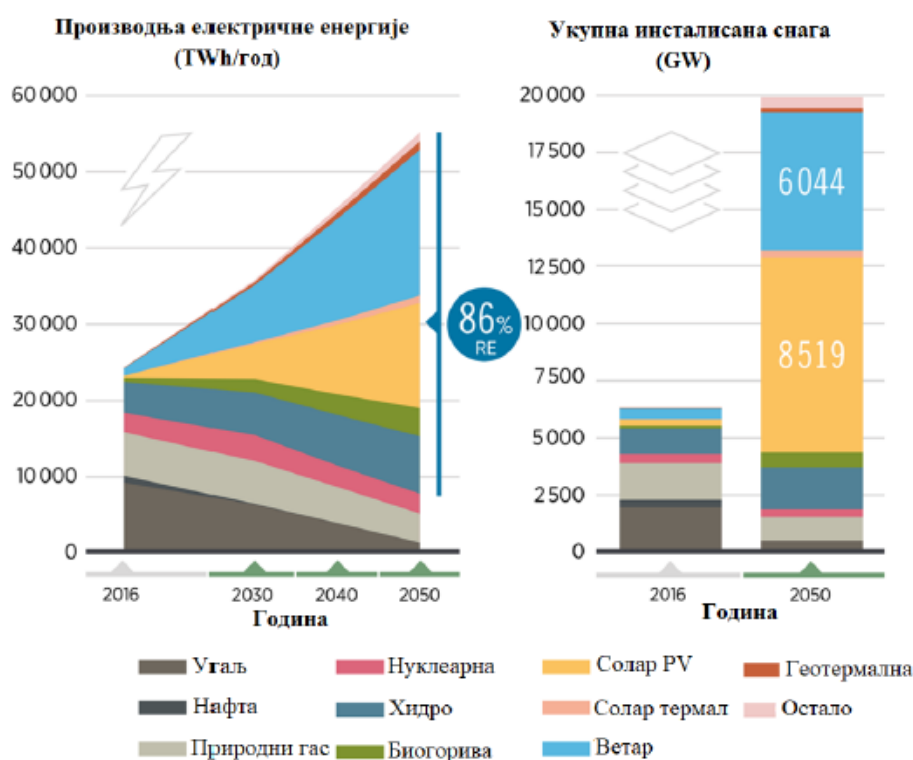


Слика 1.1: Дијаграм промене произведене електричне енергије из ветроелектрана и фотонапонских електрана и потрошње, преузето из [1]

Све у свему, пенетрацијом ОИЕ у ЕЕС, ЕЕС је постао знатно динамичнији. У циљу обезбеђивања стабилности система неопходно је у тренуцима када ОИЕ мењају ниво испоручене електричне енергије (промена интензитета дувања ветра или интензитета сунчевог зрачења), тај износ снаге се мора надоместити из конвенционалних извора. У тим кратким временским интервалима неопходно је довољно брзо ангажовати расположиве резервне капацитете из конвенционалних

извора. За те потребе најчешће се користе гасне електране или хидроелектране јер имају способност брзог старта и мале вредности техничких минимума. Дакле, за поуздан рад ЕЕС-а потребан је склад између расположивих капацитета конвенционалних извора енергије и ОИЕ.

Према истраживању *International Renewable Energy Agency (IRENA)*, у циљу постизања „нето нуле“ тј. да количина емитованог гаса са ефектом стаклене баште није већа од количине уклоњене из атмосфере, неопходно је да дође и до промена у енергетском сектору. Очекује се интеграција нових 14000 GW инсталисане снаге соларних и ветро електрана до 2050. године, што представља приближно 20 пута веће капацитете ових извора енергије у одноу на тренутне, слика 1.2 [3]. Према овом истраживању, енергетски сектор ће морати да буде значајно флексибилнији да би се прилагодио променљивошћу у производњи електричне енергије из ОИЕ (нарочито ветроелектрана и фотонапонских електрана).



Слика 1.2: Процењени тренд промене структуре производње електричне енергије до 2050. године, преузето из [3]

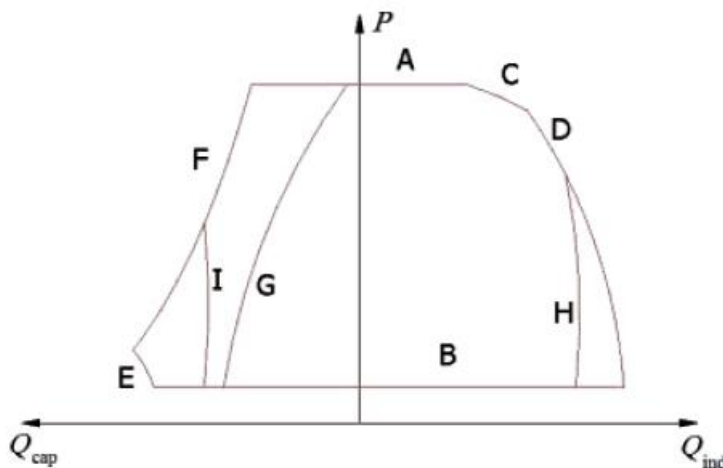
Са све већим учешћем ОИЕ у високонапонском преносном систему долази до темељних промена у начину рада конвенционалних производних јединица, нарочито оних који се користе за балансирање снаге у ЕЕС-у. Ту спадају и хидрогенератори који се суочавају са режимима рада које карактеришу брзе и све учесталије промене оптерећења, као и повећан број старт-стоп циклуса. Овакав начин рада хидрогенератора проузрокује додатне термичке и динамичке стресове, између осталих и ротора. Управо су ово доминантни фактори који утичу на процес убрзаног старења који доводи до скраћивања животног века хидрогенератора.

Дозвољена област рада хидрогенератора је дефинисана његовим погонским дијаграмом. То је статички дијаграм који одређује области у равни активна снага-реактивна снага (P-Q) у којој радна тачка генератора у стационарном стању сме да се

нађе. Паралелан рад са ОИЕ захтева од конвенционалних извора честе промене радних тачки и по вредности активне снаге P и по вредности реактивне снаге Q , које по вредности реактивне снаге често краткотрајно излазе изван дозвољене радне области. Да би били способни да одговоре новим захтевима који се пред њих постављају, неопходно је познавати термички капацитет ротора хидрогенератора и његов утицај на динамички P - Q погонски дијаграм тј. погонски дијаграм чије се границе шире у дозвољеним контролисаним временским интервалима. Погонски стационарни P - Q дијаграм хидрогенератора је практично термички дијаграм јер су главна ограничења заправо изотерме максимално дозвољених температура делова генератора, па и ротора, нарочито намотаја ротора. Разликују се произвођачки, експлоатацијски и кориснички погонски дијаграм [4]. Произвођачки P - Q дијаграм доставља произвођач генератора који њиме гарантује да ће испоручени генератор моћи да трајно ради у уговореном дозвољеном подручју рада приказаном у овом дијаграму. Кориснички P - Q дијаграм може се разликовати од произвођачког уколико се истраже могућности рада генератора и изван дозвољеног подручја рада дефинисаног у произвођачком P - Q дијаграму. Разлике између ова два дијаграма могу се манифестовати као:

1. Проширење дозвољеног подручја рада због утврђеног потенцијала генератора на основу спроведених испитивања. Обично је ово случај код нових генератора.
2. Суужење дозвољеног подручја рада установљено на основу спроведених испитивања. Првенствено се јавља код генератора који су дуго у експлоатацији, а последица је старења делова генератора.

Типичан P - Q погонски дијаграм хидроагрегата са свим ограничењима на прагу хидроелектране (узимају се у обзир ограничења хидрогенератора, турбине и блок трансформатора) приказан је на слици 1.3.



Слика 1.3: Типичан погонски P - Q дијаграм хидроагрегата, преузето из [4]

Ограничења која се јављају у погонском P - Q дијаграму хидроагрегата су:

- А – ограничење максималне радне снаге због ограничења у раду погонске машине (хидрауличне турбине),
- В – ограничење минималне радне снаге због ограничења у раду погонске машине (хидрауличне турбине),

- С – ограничење због загревања намотаја статора,
- D – ограничење због загревања намотаја ротора (намотаја побуде),
- E – ограничење минималне струје ротора (побуде) због ограничења система побуде генератора, регулатора напона и генераторских заштита,
- F – ограничење због практичне границе статичке стабилности,
- G – ограничење због загревања крајњих пакета језгра статора у режиму подпобуде,
- H – ограничење због максималног напона статора генератора,
- I – ограничење због минималног напона статора генератора.

Дакле, максимално дозвољена температура намотаја ротора је једно од ограничења у P-Q погонском дијаграму, а дефинисана је примењеном класом изолације (у данашње време најчешће је то F класа чија је максимално дозвољена вредност температуре 155°C). Из тог разлога евидентно је да је веома битно познавање вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора, како средње вредности, тако и локалних и нарочито температуре најтоплије тачке чија вредност не сме да пређе вредност дефинисану примењеном класом изолације.

С друге стране, све присутнији тренд у свету, у области одржавања електричних машина јесте одржавање на основу стања опреме (*Condition Based Maintenance* тј. *CBM*), за разлику од претходно традиционално коришћених метода као што су: одржавање на основу утврђеног распореда ремонта (*Time-Based Managment*) и одржавање након појаве инцидента тј. квара (*Incident-Based Managment*) [5]. Концепт *CBM-a* заснива се на моделима старења (*aging models*) и сталном надзору тј. мониторингу машине у раду (*on-line monitoring system*). На основу њих тј. стања опреме планира се одржавање машине. Циљеви примене *CBM-a* је оптимизација економских трошкова. Један од улазних параметара *CBM-a* је и температура ротора коју је неопходно мерити или естимирати.

Мерење температуре намотаја ротора је могуће обавити применом индиректне методе засноване на промени отпора намотаја са температуром, која је стандардно заступљена у стандардима и стручној пракси, или директним мерењем температуре које захтева постављање додатних сензора за мерење температуре на делове ротора. Индиректна метода пружа информацију о средњој вредности намотаја ротора па њена употреба није погодна у применама где је потребно познавати локалне вредности температуре или температуру најтоплије тачке. Тачност ове методе уско је повезана са тачношћу мерења струје и напона на намотају ротора, пре свега напона ротора [6], [7]. С друге стране, директна метода пружа информације о локалним вредностима температуре на којима су температурни сензори постављени. Међутим, скопчана је са разним проблемима као што су: утицај начина и позиције постављања сензора на тачност мерења, отежани услови рада (велике центрифугалне силе, јако електромагнетно поље и др.), напајање мерног система, бежични пренос података и други [8].

Значај мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора је због могућности одређивања преосталог термичког капацитета ротора хидрогенератора који ради повезан на мрежу. Сви стандарди и техничке препоруке дефинишу лимите за дозвољена временски ограничена прекорачења струје ротора, почевши од најтеже радне тачке а то је номинална радна тачка. У случају да хидрогенератор ради подоптерећен, отварају се могућности за његово краткотрајно преоптерећење које зависи од преосталог термичког капацитета.

Поред уводног поглавља, дисертација се састоји из пет поглавља, закључка, литературе и прилога.

У уводном поглављу дисертације истакнут је значај термичког капацитета ротора хидрогенератора и његов утицај на граничне вредности реактивних снага. Приказан је значај и начини мерења температуре делова синхроног генератора. Описане су методе мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора и извршен је детаљан приказ индиректне и директне методе мерења кроз преглед доступне литературе. На крају, у овом поглављу су описане предности и мане индиректне и директне методе мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора.

У оквиру другог поглавља приказани су основни конструктивни делови и извори топлоте у ротору хидрогенератора. Поред тога, у овом поглављу дат је теоријски осврт на начине простирања топлоте и издвојени су најбитнији начини протирања топлоте унутар хидрогенератора, с посебним освртом на ротор хидрогенератора. Како је генерисану топлоту унутар хидрогенератора потребно одвести да не би дошло до прегревања приказана је улога и извршена подела расхладних система хидрогенератора.

У трећем поглављу развијен је спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора применом метода коначних разлика. Модел је заснован на решавању велико броја парцијалних диференцијалних једначина провођења топлоте *Gauss-Seidel*-овом методом. У овом поглављу развијен је и алгоритам за одређивање температуре намотаја ротора хидрогенератора решавањем претходно развијеног спрегнутог термичко-електричног модела. На крају поглавља, анализиран је утицај термичког стања ротора на граничне вредности реактивних снага. Приказани су начини подешавања адаптивног лимитера максималне струје побуде према расположивом термичком капацитету ротора и његова координација са заштитом од надпобуде хидрогенератора.

У четвртом поглављу приказана су два развијена модела за естимацију средње температуре намотаја ротора хидрогенератора на основу мерења електричних величина и температура. У овом поглављу описане су две методе за мерење температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора, индиректна и директна које су имплементирани у електрани. Приказани су експериментални резултати мерења из огледа загревања хидрогенератора у ХЕ „Пирот“ и они су употребљени за верификацију развијених естиматорских модела. На крају поглавља приказана је анализа робустности развијених естиматорских модела.

У петом поглављу приказана је верификација развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора на примеру реалног хидрогенератора. У ту сврху коришћени су резултати експерименталних мерења снимљени током огледа загревања хидрогенератора у ХЕ „Пирот“. Развијени модел омогућава добијање комплетне термичке слике намотаја ротора хидрогенератора и на основу њега могуће је одредити средњу вредност температуре као и вредност и тачну позицију температуре најтоплије тачке. Развијен је модел за одређивање температуре најтоплије тачке намотаја ротора на основу средње вредности температуре намотаја и вредности струје ротора.

Коначно, у закључку је систематски дат приказ научног доприноса развијеног комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора, развијених естиматорских модела за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора и развијеног алгоритма за одређивање температуре намотаја ротора заједно са њиховим предностима и практичним значајем.

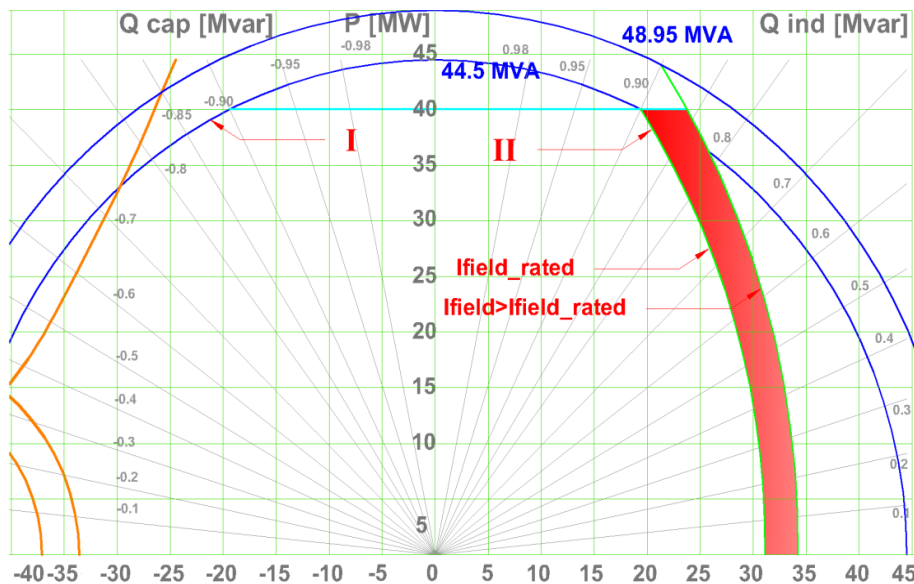
1.1 Термички капацитет ротора хидрогенератора и утицај на граничне вредности реактивних снага

Системска услуга одржавање стабилности система подразумева способност производних јединица (првенствено синхроних генератора) да раде одређено време са струјом ротора (побуде) већом од назначене. Оваква појава се нарочито испољава у ситуацијама напонског колапса или острвског рада система када је потребно очувати стабилност ЕЕС-а. Архитектура ЕЕС-а мења се са тенденцијом све већег процента учешћа ОИЕ у целокупној производњи. Производња електричне енергије из ОИЕ у Европској унији у 2020. години достигла је вредност од 22,1% [9]. Познато је да је производња енергије из ОИЕ (ветроелектране, фотонапонске електране и др.) условљена временским приликама и другим комплексним чиниоцима, да је по природи интермитентна и да ју је тешко предвидети са великим степеном тачности, нарочито на дужим временским интервалима [10]. Још један недостатак ОИЕ представљају инвестициони трошкови који су и даље већи у поређењу са конвенционалним електранама.

Ветроелектране генеришу активну снагу која пулсира у временским интервалима од неколико минута до пар десетина минута. Варијације активне снаге у појединим важним чворовима преносне мреже треба пратити са адекватним варијацијама инјектоване реактивне снаге да би се напони чворова преносне мреже одржавали у захтеваном опсегу вредности. Директна последица ове појаве су нови захтеви који се постављају пред конвенционалне синхроне генераторе са истакнутим половима (хидрогенераторе). Они подразумевају рад хидрогенератора који је окарактерисан честим променама снаге, али и повећаном броју покретања и заустављања. Овакав начин рада хидрогенератора утиче на повећан термо-механички стрес свих конструктивних делова, а понајвише намотаја. Дакле нови услови у ЕЕС-у захтевају присуство производних јединица које имају одговарајућу динамичку резерву, како активну, тако и реактивну, која се може по потреби брзо активирати. Познавање динамичких могућности производних јединица подразумева да се у сваком тренутку зна колику активну и реактивну снагу могу да произведу у краћем или дужем временском периоду. Отуда је познавање термичког капацитета ротора хидрогенератора од великог значаја јер је у директној спрези са динамичком резервом генератора. Термички капацитет ротора хидрогенератора одређује колико је могуће временски ограничено струјно преоптеретити ротор у односу на назначену вредност струје ротора када се јави потреба за инјектовањем додатне реактивне снаге у циљу одржавања напона чворова преносне мреже у захтеваном опсегу вредности. Ротор хидрогенератора се може струјно преоптеретити али на начин да температура намотаја ротора буде мања од максимално дозвољене коју дефинише примењена класа изолације и радни услови.

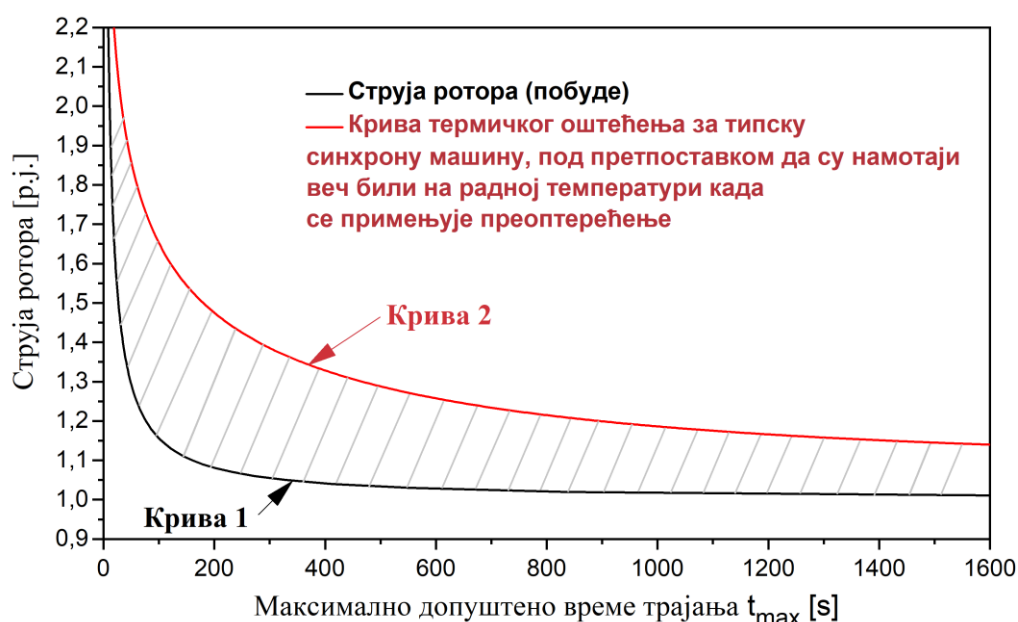
На слици 1.4 приказан је погонски P-Q дијаграм хидрогенератора са својим термичким ограничењима и облашћу термичке динамичке резерве у индуктивној области рада. На приказаном дијаграму са слике 1.4 крива I представља термичко ограничење услед загревања намотаја статора док крива II представља термичко ограничење услед загревања намотаја ротора. Ово су статичка ограничења у оквиру којих је гарантован дуготрајан безбедан и поуздан рад хидрогенератора. Међутим, синхрони генератор са истакнутим половима понекад може краткотрајно да ради и изван овог статичког P-Q дијаграма. На слици 1.4 црвеном бојом је означена област динамичке резерве која се може искористити када се укаже потреба за тим, нпр. у случају пропада напона и др. У овој области хидрогенератор ради са струјом ротора која је већа од назначене вредности. Пошто је загревање намотаја ротора у директној

вези са величином струје ротора самим тим се током рада у овој области јавља повећано загревање делова ротора. Да се не би угрозио безбедан и поуздан рад хидрогенератора у овој зони неопходно је познавати величину ове области која је променљива у времену и функција је температуре намотаја ротора и радних услова хидрогенератора [11], [12]. Величина ове области зависи од термичке динамичке резерве ротора хидрогенератора и током рада у њој неопходно је да температура и пораст температуре намотаја ротора буду у границама дозвољених, дефинисаних класом изолације, како не би дошло до смањења пројектованог животног века генератора.



Слика 1.4: Погонски P-Q дијаграм хидрогенератора са приказаним ограничењима и облашћу термичке динамичке резерве

Временска зависност дозвољеног прекорачења струје ротора изнад номиналне вредности приказана је на слици 1.5. Крива 1 представља подешење лимитера максималне струје ротора, а крива 2 границу појаве термичког оштећења једног типичног синхроног генератора. Оне су приказане у координатном систему где x-оса означава дозвољено време трајања преоптерећења, а y-оса вредност преоптерећења исказана као струја ротора у релативним јединицама у односу на назначену вредност струје ротора [13], [14].



Слика 1.5: Крива 1 (црна линија) представља подешавање лимитера максималне струје ротора синхронног генератора; Крива 2 (црвена линија) представља типичну криву термичког оштећења намотаја ротора синхронног генератора

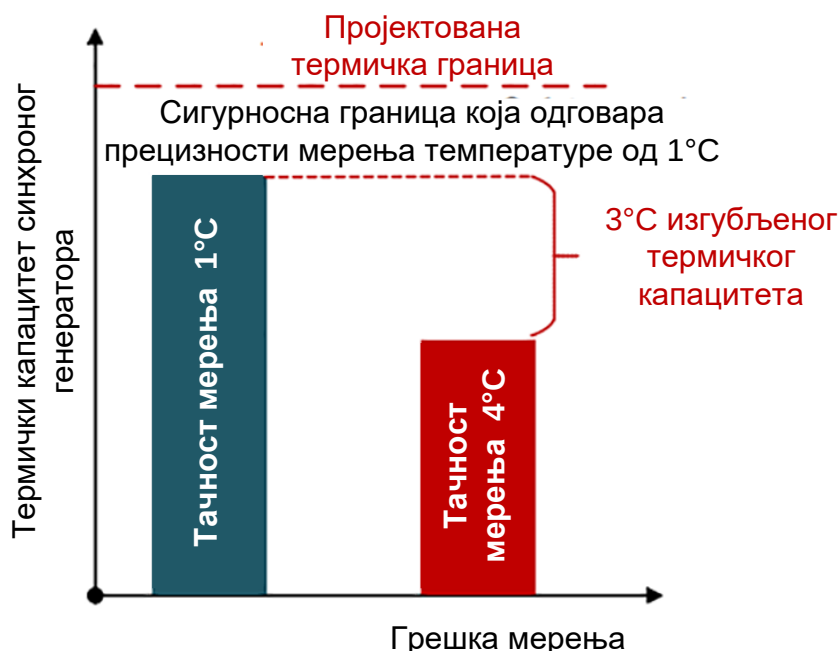
Ово је стандардни начин приказивања дозвољеног струјног преоптерећења које у оквиру документације достављају и произвођачи генератора. У табели 1.1 приказано је дозвољено струјно преоптерећење по струји статора и ротора за један хидрогенератор [15]. Усвојена претпоставка приликом дефинисања кривих бр. 1 и бр. 2 на слици 1.5 је да температура намотаја ротора генератора, непосредно пре настанка преоптерећења, одговара вредности која се има при номиналном оптерећењу генератора.

Табела 1.1: Дозвољено струјно преоптерећење хидрогенератора према спецификацији произвођача

Фактор преоптерећења		1,1	1,15	1,2	1,25	1,3	1,4	1,5	2,0
Трајање преоптерећења у [мин]	По струји статора	60	15	6	5	4	3	2	1
	По струји ротора	трајно	10,5	6,5	5	4	3	2	50 s

Јасно је да у случају да је температура намотаја ротора непосредно пре настанка преоптерећења мања од вредности која одговара назначеној радној тачки, дозвољено време трајања преоптерећења је веће за одређено време (неколико секунди или десетина секунди). Управо ова могућност дужег трајања преоптерећења некада може бити кључни фактор у борби са спречавањем напонског колапса. Дакле, област рада у преоптерећењу (црвена површина на слици 1.4 је функција температуре намотаја ротора и величине струјног преоптерећења. Значај што тачнијег одређивања температуре намотаја ротора хидрогенератора с аспекта одређивања динамичке области дозвољеног преоптерећења приказана је на слици 1.6 [16].

На основу слике 1.6 приметно је да са порастом тачности мерења температуре намотаја ротора синхроног генератора расте и динамичка област дозвољеног преоптерећења, а самим тим и могућност хидрогенератора да више учествује у одржавању напона чворова ЕЕС-а на дозвољеним вредностима.



Слика 1.6: Утицај тачности мерења (естимације) температуре намотаја ротора синхроног генератора на величину дозвољене области преоптерећења

Недовољне резерве реактивне снаге утичу на поузданост ЕЕС-а и један су од главних разлога за појаву распада ЕЕС-а (*blackout*) јер смањују флексибилност и могућности управљања напонима у систему [17], [18]. Иако постоји опрема за компензацију реактивне снаге у мрежи, највећи и најзначајнији удео у резерви реактивне снаге чине управо синхрони генератори.

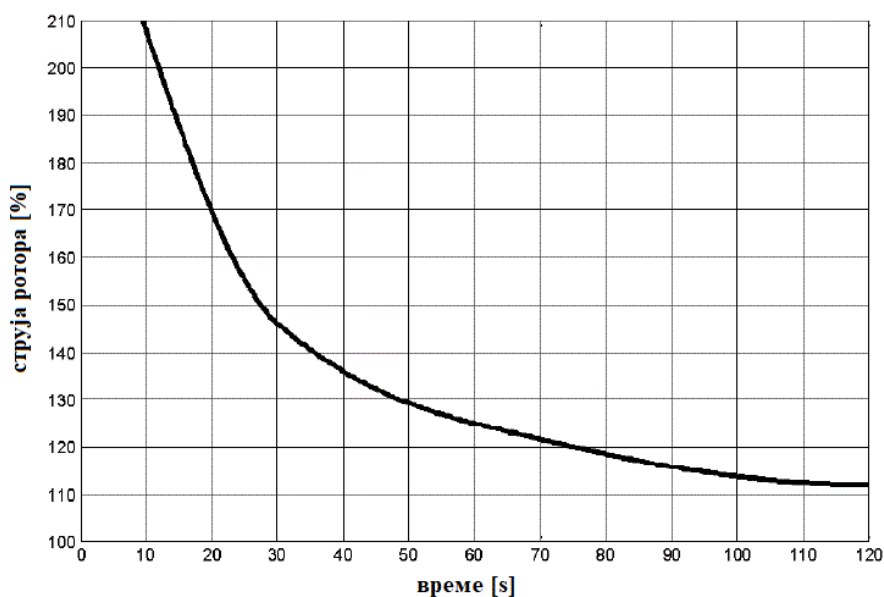
Пораст температуре синхроног генератора одређују расположиву могућност управљања напонима у мрежи [19]. Температура намотаја ротора хидрогенератора одређује физичке лимите резерве реактивне снаге у надпобуђеном режиму рада хидрогенератора. Рад синхроних генератора одржава се у оквиру дозвољене области рада погонског дијаграма помоћу лимитера реализованих у оквиру система побуде и електричних заштита. С аспекта динамичких резерви реактивне снаге, најзначајнији су лимитер максималне струје побуде и максималне струје статора. Ова два лимитера омогућавају краткотрајно преоптерећење када се за то укаже потреба (нпр. одржавање стабилности ЕЕС-а и сл.) изван дозвољене области рада према P-Q дијаграму. Све до појаве повећане пенетрације ОИЕ у ЕЕС, није обраћана превелика пажња на начин подешавања лимитера максималне струје побуде и они су прилично конзервативно подешавани, слика 1.5. То подразумева да је време активације овог лимитера било фиксно и није узимало у обзир почетну и максималну вредност температуре намотаја ротора [20]. У неким случајевима, овај лимитер се активирао и када је више од 90% термичког капацитета ротора било на располагању [21]. Утицај ова два лимитера на резерве реактивне снаге у надпобуђеном режиму рада синхроног генератора је истражен у [22], [23]. У [24] је описан начин подешавања лимитера тако да је њихово

деловање у складу са расположивим термичким капацитетом ротора, а све у циљу подржавања напонске стабилности ЕЕС-а.

Напонска стабилност ЕЕС-а подратумева способност система да одржи устаљене напоне у свим чворовима система након појаве поремећаја у односу на почетно радно стање које се имало пре појаве поремећаја [25]. С једне стране лимитер максималне струје ротора мора да омогући адекватну заштиту од прегревања ротора услед протицања струје веће од назначене, док с друге стране мора да омогући максимално форсирање по струји побуде у случајевима када треба одржати стабилност система. Такође, лимитер максималне струје ротора мора да буде координисан са термичким капацитетом ротора, заштитом од надпобуде, V/Hz лимитером и осталим лимитерима и заштитима које се примењују у циљу заштите генератора током рада на мрежи. Према [14] максимално дозвољено време трајања преоптерећења по струји ротора изражено у секундама дефинисано је на следећи начин:

$$t = \frac{A}{(I_f^B - C)} \quad (1.1)$$

где је I_f струја ротора изражена у релативним јединицама, а A , B и C константни коефицијенти који износе 33,75 , 2 и 1, респективно. Зависност из једначине 1.1 приказана је графички на слици 1.7



Слика 1.7: Термички капацитет ротора синхроног генератора, преузето из [14]

1.2 Значај естимације и предикције термичког стања ротора хидрогенератора

Континуални мониторинг температуре намотаја ротора хидрогенератора је значајан јер омогућава рано генерисање аларма у случајевима да се појаве неочекивано велике вредности температура. То су рани показатељи убрзаног старења и уколико се не реагује на време може доћи до озбиљнијег квара који изискује застој хидроагрегата. Уз примену континуалног мониторинга температуре и одржавање на основу стања опреме *CBM* могуће је значајно повећати поузданост хидрогенератора. Мониторинг температуре намотаја ротора хидрогенератора заснива се одређивању (мерењу или естимацији) вредности температуре, која треба да буде што је могуће тачнија. Тачно мерење температуре намотаја ротора је од суштинског значаја и за предикцију термичког стања ротора хидрогенератора. Повећане вредности температуре намотаја ротора могу проузроковати оштећење међузавојне (*inter-turn insulation*) и основне изолације (*ground-wall insulation*) намотаја ротора што последично утиче на смањење животног века генератора. Континуални мониторинг температуре намотаја ротора хидрогенератора је значајан јер омогућава коришћење динамичке термичке резерве хидрогенератора, црвено обојена област на слици 1.4. При наглим променама нивоа ангажовања ОИЕ ова резерва обезбеђује сигуран, поуздан и стабилан рад ЕЕС-а, и може се наплатити кроз системске услуге. И кроз надзор над појавом опасних температура и кроз омогућавање динамичке термичке резерве хидрогенератора мониторинг температуре намотаја ротора има позитиван економски ефекат у експлоатацији хидрогенератора али проблем је што се намотај ротора обрће па не постоји једноставна метода за одређивање његове температуре.

Стандардно [6], [7], [19], [26], [27] се температура намотаја ротора не мери, већ естимира, индиректно, на основу познате промене отпорности намотаја ротора тзв. *U-I* методом. Основна одлика ове методе је да пружа информацију о средњој температури намотаја ротора. Како температуре поједних делова ротора могу бити знатно више/ниже од средње температуре, и *CBM* мониторинг и одређивање термичке резерве за потребе ЕЕС-а захтевају познавање свих локалних температура. Доступна литература је оријентисана ка развоју директних метода мерења температуре ротора у дефинисаном, релативно малом, броју тачака. Због тога постоји потреба за развојем модела термичког стања ротора за добијање комплетне термичке слике и одређивања свих локалних температура намотаја ротора.

У [11] и [28] приказани су реализовани системи за директно мерење температуре намотаја ротора помоћу новопостављених дигиталних температурних сензора. Графички резултати показују значајно одступање од средње вредности температуре одређене применом индиректне методе при чему је анализиран утицај позиције и начина монтаже сензора на резултат мерења. Главни недостатак је да температуре унутар намотаја нису познате и не представљају поуздано мерење као основу за одређивање термичке резерве ротора.

Мерење температуре намотаја ротора може се вршити и применом оптичких *FBG* сензора (*fiber Bragg gratings*), [29]- [31]. У последње време посебна пажња посвећена је развоју ове врсте сензора за примену у мониторингу електричних машина због великог броја предности које пружају. Мана примене ових сензора за мерење температуре делова ротора, па и самог намотаја, огледа се у чињеници да је принцип мерења заснован на здруженом ефекту термичког и механичког стреса који трпи део на који је постављен сензор. Још један битан недостатак је и даље висока цена ових сензора. Да би се сензор користио искључиво за мерења температуре потребно је да буде заштићен од механичких дејстава што се постиже специјалним начином постављања сензора на жељено место чија температура треба да се мери, применом специјалних лепкова.

У [32], [33] и [34] приказани су резултати мерења температуре делова ротора хидрогенератора снаге 74,75 MVA и 310 MVA применом оптичких *FBG* сензора. Утврђено је да се *FBG* сензори могу користити за мерење температуре намотаја ротора хидрогенератора и за одређивање температуре најтоплије тачке уколико је позната позиција те тачке. Акцентован је значај утицаја геометрије ротора, шеме вентилације и начина постављања сензора на тачност мерења температуре намотаја ротора. Главни недостатак је мали број мерења без познавања тачне позиције најтоплије тачке и неприхватљиво висока цена.

Температуру намотаја ротора могуће је мерити и помоћу инфрацрвених сензора (камера) као и јефтинијих индустријских инфрацрвених камера за мерење температуре полова хидрогенератора у погону. Ови сензори се постављају на непокретни део генератора (делове статора) и мере температуру полова ротора приликом њиховог проласка поред сензора у току обртања хидрогенератора у раду. Тачност мерења зависи од емисивности пола ротора која није увек позната, варира са променама температуре и зависи од степена зашрапљаности намотаја ротора [35], [36]. Такође, мерењима је установљено да у зависности од конструкције ротора генератора и шеме вентилације може постојати значајна разлика у расподели температуре међу половима хидрогенератора, али и између појединих делова истог пола. Ова метода пружа информације о површинским температурама намотаја ротора које се без пратећих модела не могу користити за увид у термичко стање ротора.

На основу детаљног прегледа доступне литературе стечен је увид у начине мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора и предности и мане појединих метода. Индиректна метода је опште прихваћена, део је важећих стандарда и техничких препорука. Њеном применом могуће је одредити средњу вредност температуре, не и максималну, али посебну пажњу треба посветити мерењу напона на намотају ротора уколико се жели постићи задовољавајућа тачност. С друге стране, директно мерење температуре намотаја ротора је значајно мање присутно у пракси и захтева постављање додатних сензора за мерење температуре. Потребно је обезбедити напајање целог мерног система и поуздан пренос информација о измереним вредностима температуре са постављених сензора на ротору који се обрће. Тачност мерења температуре зависи од начина постављања сензора: сензор треба да има што бољи термички контакт са површином намотаја ротора на коју је постављен, али истовремено треба да је што мање изложен утицајима амбијента и струји расхладног флуида намотаја ротора. Из тог разлога сензоре је потребно залепити специјалним лепковима који имају велике вредности коефицијента топлотне проводљивости и чије се карактеристике не мењају у очекиваном мерном опсегу температуре. Лепкови морају бити и довољно постојани како би издржали велике центрифугалне силе које се јављају приликом обртања ротора и како не би дошло до одлепљивања сензора. Морају поседовати и одлична изолациона својства како би елиминисали могућност кратког споја између проводника самог сензора. Њихову широку примену ограничава и даље висока цена [37]. Још један проблем код директног мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора представља чињеница да се температурни сензори постављају на површину намотаја тј. на изолацију. На тај начин мери се температура површине намотаја тј. изолације а не бакра. На контакту бакар-изолација јавља се пад температуре који уноси грешку у мерењу температуре бакра намотаја, а према [11] може износити чак 20°C.

Развијање термичких модела за естимацију и предикцију комплетног термичког стања намотаја ротора хидрогенератора значајно би унапредило температурни мониторинг ротора и повећало сигурност и поузданост рада хидрогенератора јер овакви модели нису доступни у литератури. Развијени модел треба да компензује недостатке индиректне методе (одређује се само средња температура намотаја,

технички изазови у мерењу напона на крајевима ротора, немогућност мерења код ротационих безчеткичних побуда итд.) и директне методе (изазови у постављању сензора за директно мерење температуре на ротирајући побудни намотај, немогућност потпуног изоловања од расхладног флуида, немогућност постављања у средину намотаја, проблеми везани за пренос измерених величина до SCADA (енгл. *Supervisory Control And Data Acquisition*) система и сл).

У овој дисертацији приказани су следећи доприноси поменутој проблематици:

У дисертацији је развијен комбиновани спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора применом метода коначних разлика на основу којег је могуће одређивање температуре свих тачака намотаја ротора хидрогенератора, средње вредности температуре и температуре најтоплије тачке тј. максималне вредности температуре (енгл. *hot spot*). Улазни параметри развијеног спрегнутог модела су геометрија пола ротора, вредност струје ротора и температура и брзина струјања хладног расхладног ваздуха. Одређивање комплетне термичке слике намотаја ротора хидрогенератора на основу развијеног модела засновано је на решавању великог броја парцијалних диференцијалних једначина тродимензионалног простирања топлоте у анизотропној средини итеративним путем уз примену *Gauss-Seidel*-овог метода. Развијени модел верификован је на експерименталним мерењима извршеним током огледа загревања хидрогенератора у ХЕ „Пирот“.

Развијен је алгоритам за одређивање комплетне термичке слике намотаја ротора хидрогенератора решавањем развијеног комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела. Излаз из алгоритма представља информацију о средњој и максималној вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора која се шаље према систему управљања у електрани, мониторинг систему, систему побуде и систему електричних заштита. На основу излаза алгоритма могуће је преподешавање лимитера максималне струје ротора (побуде), електричних заштита генератора (заштите од надпобуде) и предикција одржавања ротора хидрогенератора према потреби у зависности од вредности ових температура и стања опреме. На тај начин је знатно унапређена етимација и предикција термичког стања ротора хидрогенератора и повећана поузданост и расположивост динамичких резерви реактивне снаге.

Развијена су два естиматора за етимацију средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора заснованих на реалним мерењима. Први естиматор је заснован на мерењу температуре хладног ваздуха и директним мерењима температуре са мониторинг система ротора хидрогенератора, а други на мерењима температуре хладног ваздуха, струје ротора и директним мерењима температуре са мониторинг система ротора хидрогенератора. Значај првог предложеног естиматора огледа се у чињеници да се средња вредност температуре намотаја ротора одређује без мерења струје побуде па је његова употреба нарочито корисна код синхроних генератора са ротационом безчеткичном побудом, код којих мерење струје ротора није доступно. Значај другог предложеног естиматора, као и првог, је што не зависи од мерења напона ротора које уноси велику грешку у одређивању средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора.

Још један допринос је развијени метод за етимацију температуре најтоплије тачке намотаја ротора. Метод се заснива на верификованом спрегнутом термичко-електричном моделу намотаја ротора хидрогенератора. Модел омогућава етимацију температуре најтоплије тачке намотаја ротора за било коју радну тачку хидрогенератора у стационарном стању уз познавање вредности струје побуде у тој радној тачки, назначене вредности струје ротора тј. побуде и средње вредности температуре намотаја ротора одређене индиректним мерењем или на основу развијеног комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела.

2 ОСВРТ НА ПРОБЛЕМАТИКУ ЗАГРЕВАЊА И ХЛАЂЕЊА СИНХРОНИХ ГЕНЕРАТОРА И НАЧИНЕ МЕРЕЊА И ОДРЕЂИВАЊА ТЕМПЕРАТУРЕ РОТОРА

Синхрони генератори се конструишу и користе због потребе за производњом електричне енергије која је заснована на електромеханичком претварању енергије тј. претварању механичке енергије турбине у електричну енергију. Претварање механичке у електричну енергију је уско повезано са појавом губитака енергије тј. губицима. Основни губици који се јављају код синхроних генератора су: губици у намотајима статора и ротора, губици у гвожђу статора, додатни губици и механички губици [38]. Последица постојања губитака је генерисана топлота унутар синхроног генератора коју је неопходно одвести из унутрашњости генератора расхладним медијумом како не би дошло до прекомерног загревања делова синхроног генератора. Од свог извора, топлота се унутар синхроног генератора простире провођењем, струјањем или зрачењем. Расхладни систем има улогу одвођења генерисане топлоте унутар синхроног генератора и из тог разлога произвођачи генератора посвећују огромну пажњу начину реализације и функционисања система за ефикасно хлађење. Провера ефикасности рада расхладних система врши се континуирано у времену кроз праћење температура хидрогенератора. Одступања температура указују на проблеме у раду расхладног система или појаве квара на хидрогенератору и омогућавају рану детекцију и отклањање оваквих кварова.

2.1 Конструкција и губици снаге ротора хидрогенератора

Ротор синхроног генератора са истакнутим половима односно хидрогенератора је обртни део генератора који је механички спојен са вратилом турбине, преко прирубнице, од које прима механичку снагу. Основне улоге ротора су:

- Обезбеђивање магнетног поља ротора протицањем једносмерне струје кроз намотај ротора,
- Служи као замајац чиме се обезбеђује стабилан рад генератора,
- Има улогу вентилатора стварајући неопходан притисак за циркулацију расхладног флуида (обично ваздуха) којим се хладе делови генератора.
- Део ротора је и кочиони прстен који има улогу при заустављању агрегата у процесу механичког кочења.

Ротор синхроног генератора са истакнутим половима се састоји од следећих елемената:

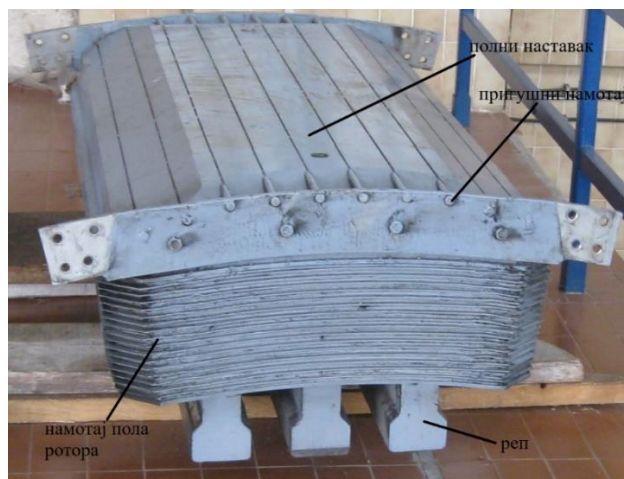
- Осовине ротора,
- Тела ротора,
- Обода ротора,
- Полова са намотајем ротора и пригушним (амортизационим) намотајем,
- Изоловане бакарне шине које повезују контактне прстенове са намотајем ротора,
- Кочионог диска.

У зависности од назначене брзине обртања ротора, величине обртног момента и услова транспорта разликује се неколико конструктивних типова ротора, а самим тим и његових основних елемената. Пажња је усмерена на полове ротора јер се управо у њима генеришу сви губици снаге код синхроног генератора са истакнутим половима. На слици 2.1 приказан је ротор хидрогенератора и означени су његови најважнији елементи.



Слика 2.1: Најважнији елементи ротора хидрогенератора

Полови ротора састоје се из језгра, намотаја пола и пригушног намотаја. Језгро пола се састоји од танких лимова на чијим крајевима се налазе стезне плоче. Стезање се обавља дугачким шишкама, које пролазе кроз тело језгра, са матицама на оба краја. Дебљина лимова је 1,5 mm или 2 mm и одређена је постизањем одговарајуће механичке чврстоће. Део језгра пола који је окренут према ваздушном зазору и језгру статора назива се полни наставак. Димензије и облик полног наставка одређени су условом добијања синусног облика магнетног поља под полом ротора, али и из неопходних димензија за уградњу пригушног намотаја и обезбеђивања потребне механичке чврстине. Језгро пола ротора има један или два репа, облика слова „Т“ или ластиног репа, којим се пол причвршћује за обод ротора уз помоћ одговарајућег броја коничних клинова. Намотаји полова ротора обично се израђују од плоснате бакарне шине, изоловани су од језгра и од обода ротора, а могу бити савијени са једним или два радијуса или могу бити правоугаони. Намотаји суседних полова спојени су међуполним везама и на тај начин је формиран намотај ротора у целини. Међуполне везе могу бити разних конструкција у зависности од брзине обртања ротора. Улога међуполних веза је да обезбеде еластичност и чврстину [38], [39], [40]. Пол ротора синхроног генератора са истакнутим половима приказан је на слици 2.2 на којој су означени његови најважнији елементи.



Слика 2.2: Најважнији елементи једног пола ротора хидрогенератора

Губици снаге који се неминовно јављају током рада хидрогенератора могу се поделити према месту настанка, природи и карактеру.

Према месту настанка губици снаге се деле на губитке у јарму и зупцима језгра статора, губитке у притисним плочама језгра статора, губитке у намотајима статора и ротора, губитке у полним наставцима ротора, губитке у лежајевима и услед вентилације и губитке снаге у припадајућем побудном систему генератора (губици у побудном трансформатору или у будилици, зависно од типа система побуде, губици у енергетском претварачу, губици у четкицама).

Према природи губитке снаге можемо поделити на електричне, магнетне и механичке.

Подела губитака снаге према карактеру је на константне губитке који не зависе од вредности оптерећења генератора, губитке зависне од струје статора и губитке зависне од струје ротора [39].

У овом раду од посебног интереса су губици снаге који се развијају у елементима ротора хидрогенератора. Ти губици снаге се могу поделити у два дела: губитке у бакру намотаја ротора и додатне губитке у полним наставцима и пригушном намотају које чине губици снаге у полним наставцима, губици у полним наставцима ротора услед виших хармоника магнетопобудне силе статора, губици у полним наставцима услед зубних хармоника у пољу статора [41], [42], [43].

2.1.1 Губици снаге у намотају ротора

Губици снаге у намотају ротора P_f представљају Џулове губитке снаге услед протицања једносмерне струје ротора кроз намотаје полова ротора. Израчунавају се применом следеће формуле (изражени у kW) [41]:

$$P_f = R_f(\vartheta) \cdot I_f^2 \cdot 10^{-3} \quad (2.1)$$

где је $R_f(\vartheta)$ вредност отпора намотаја ротора (побуде) изражена у Ω , која зависи од вредности температуре намотаја ротора, I_f вредност једносмерне струје ротора, изражена у А. Губици снаге у намотају ротора представљају доминантни проценат у укупној вредности губитака снаге у ротору.

2.1.2 Губици снаге у полним наставцима

Из теорије електричних машина [44]-[46], познато је да магнетна индукција на спољној површини полног наставка осцилује између максималне вредности која се има под средином зупца и минималне вредности која се има у правцу средине жлеба статора. Фреквенција ових осцилација је $f = (z \cdot n)/60$ Hz, где је z број жлебова језгра статора и n брзина обртања ротора. Последица ове осцилације магнетне индукције је постојање губитака снаге у полним наставцима P_{pn} , изражени у kW, који се израчунавају [41], [42]:

$$P_{pn} = 0,75d((k_{\delta 1} - 1)B_{\delta}t_1)^2 \frac{2pS'_{\delta}}{1000} \left(\frac{zn}{10000}\right)^{1,5} 10^{-5} \quad (2.2)$$

где је:

- d – дебљина лимова језгра полова, изражена у mm,
- B_{δ} – магнетна индукција у ваздушном зазору у празном ходу, изражена у Т,
- $k_{\delta 1}$ – сачинилац корекције линије ваздушног зазора због утицаја жлеба статора (Картеров сачинилац),
- t_1 – жлебни корак, састоји се од ширине жлеба и ширине зупца језгра статора, изражен у mm,
- p – број пари полова,
- S'_{δ} – површина полног наставка, изражена у cm².

2.1.3 Губици у полним наставцима ротора услед виших хармоника магнетопобудне силе статора

Губици у полним наставцима ротора услед виших хармоника магнетопобудне силе статора P_{vh_mps} су последица чињенице да су више хармонијске компоненте магнетопобудне силе статора несинхроне у односу на полове ротора. Ови губици снаге, изражени у kW, се израчунавају [41], [42]:

$$P_{vh_mps} = \frac{2,1}{\sqrt[3]{m}} \left(x_{ad} k_g \frac{1}{k_{\delta 1} - 1} \right)^2 P_{pn} \quad (2.3)$$

где је:

- m – број жлебова по полу и фази,
- x_{ad} – незасићена вредност реактансе реакције индукта,
- k_g – коефицијент који зависи од тетивног сачиниоца,
- $k_{\delta 1}$ – сачинилац корекције линије ваздушног зазора због утицаја жлеба статора (Картеров сачинилац),
- P_{pn} – губици у полним наставцима који се израчунавају применом једначине (2.2).

2.1.4 Губици у полним наставцима услед зубних хармоника у пољу статора

Услед постојања зубаца на површини полних наставака магнетно поље статора осцилује са учестаношћу $f = (z \cdot n)/60$ Hz. Због тога се стварају вртложне струје које

у полним наставцима стварају губитке P_{zh} , који се израчунавају применом следеће формуле, изражени у kW [41], [42]:

$$P_{zh} = 0,3 \left(x_{ad} \frac{2p}{z} \frac{1}{k_{\delta 1} - 1} \right)^2 \left(\frac{\delta}{\delta_{max}} \right) P_{pn} \quad (2.4)$$

где је:

- x_{ad} – незасићена вредност реактансе реакције индукта,
- p – број пари полова,
- z – број жлебова језгра статора,
- $k_{\delta 1}$ – сачинилац корекције линије ваздушног зазора због утицаја жлеба статора (Картеров сачинилац),
- δ – величина ваздушног зазора (међугвожђа),
- δ_{max} – максимална вредност ваздушног зазора,
- P_{pn} – губици у полним наставцима који се израчунавају према једначини (2.2).

У пригушним намотајима се такође стварају губици снаге услед постојања зубних хармоника и они износе приближно 10-20% од вредности P_{zh} .

Последица постојања губитака снаге у хидрогенераторима је генерисање одређене количине топлоте услед чега се повећава температура активних делова генератора. Услови преношења топлоте између елемената хидрогенератора као и између појединих елемената и расхладног флуида односно околине чине овај систем веома сложеним, поготово што се преношење топлоте одвија у аксијалним и радијалним правцима. Додатно, често се преношење топлоте одвија комбинацијом, а не само једним од три могућа начина: провођењем, струјањем и зрачењем.

2.2 Начини простирања топлоте унутар обртних електричних машина

Произвођачи синхроних генератора специфицирају све битне техничке услове и ограничења која је потребно испоштовати да би генератор могао да трајно развија своју назначену снагу без оштећења. Пред данашње синхроне генераторе постављају се нови захтеви јер се архитектура ЕЕС-а променила, са све већим учешћем ОИЕ у производњи. Ово је довело до појаве да синхрони генератори морају да раде са променљивим и наглим променама оптерећења што умногоме утиче на њихову способност преоптерећења и повећава могућност прегревања тј. прекорачења термичких ограничења. Дакле, пред конструкторима синхроних генератора је задатак да се испројектују синхроне машине које ће моћи да одговоре новим захтевима који се пред њих постављају. Пројектовање синхроног генератора подразумева решавање три спрегнута проблема: електромагнетног, механичког и термичког прорачуна. Термички прорачун подразумева формирање сложеног термичког модела који треба да представља све комплексне термичке процесе из области механике флуида и начина простирања топлоте који се дешавају унутар синхроног генератора [47]-[51]. За потврду резултата термичког прорачуна се мора сачекати све до примопредајних испитивања синхроног генератора у самој електрани. Тада се спроводи оглед загревања током којег генератор ради повезан на мрежу у неколико унапред дефинисаних радних режима, са различитим вредностима активне и реактивне снаге, све до успостављања термички устаљеног стања. Након достизања термички устаљеног стања врше се мерења релевантних електричних величина и свих доступних температура делова генератора и расхладног флуида [7], [52], [53]. Одређују се пораст

температуре делова генератора и пореде се са рачунским вредностима добијеним на основу термичког прорачуна.

Некада је приступ у пројектовању синхроних машина био такав да су се производиле машине са повећаним утрошком активног материјала (бабра, гвожђа и сл.) и повећаном површином хлађења у односу на резултат термичког прорачуна. Међутим, у данашње време због оптимизације трошкова израде смањују се димензије машина и последично расте снага губитака по јединици запремине. Услед тога, може доћи до проблема прегревања појединих делова машине чије температуре могу достићи вредности које су веће од граничних дозвољених дефинисаних примењеном класом изолације [54], [55]. Јасно је да се мора пронаћи компромис између оптимизације економских трошкова и свих постављених ограничења која се добијају као резултат електромагнетних, механичких и термичких прорачуна фазе пројектовања синхроног генератора. Ово практично значи да се за одређену количину утрошеног материјала мора постићи што је могуће већа снага машине уз истовремено редуковање димензија машине. Овим приступом се значај што тачнијег термичког моделовања додатно увећава јер се машине производе тако да имају веома малу термичку резерву, ако је уопште и имају.

Код синхроних машина постоје три механизма (начина) за преношење топлоте:

1. Провођење (кондукција)
2. Струјање (конвекција)
3. Зрачење (радијација)

У наставку су изложени основни принципи простирања топлоте. Код обртних електричних машина најдоминантније је преношење топлоте провођењем. Осим тога, топлота се унутар обртних електричних машина преноси у мањој мери и струјањем и зрачењем.

2.2.1 Преношење топлоте провођењем

Преношење топлоте провођењем подразумева преношење топлоте унутар тела (чврстог, течног или гасовитог). Искуствено се зна да је ток топлоте увек из области са већом вредности температуре у област са мањом вредности температуре. До преношења топлоте долази услед сударања честица материје при њиховим термичким кретањима. Математичка формулација закона провођења топлоте који се још назива и Фуријеов закон је [47], [48], [56]:

$$Q_x = -\lambda S \frac{dT}{dx} \quad (2.5)$$

где је:

- Q_x – количина топлоте која се простира дуж x -осе,
- λ – коефицијент термичке проводности, који зависи од температуре и врсте материјала,
- S – површина нормална на правац простирања топлоте Q_x ,
- dT/dx – промена (градијент) температуре у правцу простирања топлоте Q_x .

Топлотни флуks q_x представља количину топлоте Q_x која се пренесе кроз јединичну површину S па се једначина (2.5) може написати и у следећем облику:

$$q_x = -\lambda \frac{dT}{dx} \quad (2.6)$$

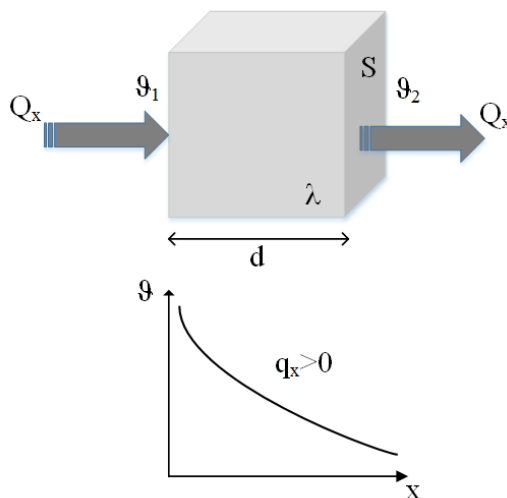
У једначини (2.5) фигурише знак минус из следећег разлога: ако се температура тела смањује дуж позитивног дела x -осе, градијент температуре је негативан па је топлотни флуks позитиван и усмерен дуж позитивног дела x -осе, као што је приказано на слици 2.3. На слици 2.3 приказан је пример простирања топлоте провођењем кроз раван зид дебљине d , коефицијента термичке проводности λ , површине S , чије су спољашње стране на температурама ϑ_1 и ϑ_2 . Такође, приказана је конвенција за усаглашене смерове у Фуријеовој једначини. Једначина (2.5) примењена за случај провођења топлоте кроз раван зид, са слике 2.3, може се написати у следећем облику:

$$Q_x = \frac{\vartheta_1 - \vartheta_2}{\frac{1}{\lambda} \frac{d}{S}} \quad (2.7)$$

У једначини (2.7) израз у имениоцу разломка једнак је:

$$R_{th} = \frac{d}{\lambda S} \quad (2.8)$$

и представља термички отпор R_{th} . Дефинисање термичког отпора је битно за потребе решавања термичких проблема (кола) применом аналогије са појавом провођења електричне струје. Аналогија подразумева да се температура третира као потенцијал, пораст температуре као електрични напон, топлотни флуks као електрична струја, термички отпор као електрични отпор и термички капацитет као капацитет.



Слика 2.3: Провођење топлоте кроз раван зид; конвенција за усаглашене смерове у Фуријеовој једначини

Постоји велика разлика у вредностима коефицијента термичке проводности λ између различитих материјала. Однос између коефицијента термичке проводности бакра и ваздуха је око 10000 пута. Такође, вредност овог коефицијента зависи и од температуре и док је код неких материјала промена вредности овог коефицијента за одговарајући температурни опсег релативно мала (може се сматрати константном), код других је ова промена веома изражена и мора се узети у обзир. С обзиром на материјале од којих су направљене машине и температурне опсеге у којима раде битно је истаћи да се промене коефицијента термичке проводности могу сматрати линеарним. Треба водити рачуна и о евентуалним нечистоћама које могу бити

присутне и које значајно могу утицати на вредност коефицијента термичке проводности [47], [48] [57].

На спојевима различитих материјала, као што је нпр. спој бакра и изолације код проводника електричних машина, јавља се појава пада температуре. Узрок ове појаве лежи у чињеници да овај спој није идеалан јер саме додирне површине нису идеално глатке. Из тог разлога се контакт два различита материјала заправо остварује преко одређеног броја директних спојева два материјала и преко флуида који испуњава преостале шупљине на месту контакта. Како је коефицијент термичке проводности чврстог материјала значајно већи од коефицијента термичке проводности флуида, на месту споја два материјала се јавља повећан термички отпор који се назива контактни термички отпор. Вредност контактеног термичког отпора зависи од углађености додирних површина, врсте материјала, притиска на месту контакта, температуре и врсте флуида који испуњава шупљине на месту контакта. Постоји доста експерименталних података који дају вредност контактеног термичког отпора за различите спојеве материјала, али не постоји нека општа формула која би могла да се примени на сваки појединачни случај [47].

2.2.2 Преношење топлоте струјањем

Преношење топлоте струјањем подразумева комбиновано преношење топлоте са површине чврстог тела на околни флуид. Комбиновано јер се преношење топлоте одвија провођењем и струјањем заједно. Код овог механизма преношења топлоте брзина околног флуида има значајну улогу: уколико не би постојало кретање флуида тада би се топлота простирала само провођењем. Расподела брзине струјања флуида и његове температуре у непосредној околини чврстог тела са којег се односи топлота је веома битна. Та непосредна околина у којој се врши размена топлоте се назива гранични слој. Према начину струјања флуида у граничном слоју јављају се ламинарно и турбулентно струјање. Код ламинарног струјања слојеви флуида се крећу паралелно један у односу на други и у односу на површину чврстог тела са којег се односи топлота. Топлота се преноси између површине чврстог тела и слојева флуида који су најближи овој површини, а затим и међусобно између самих слојева флуида. Код турбулентног струјања је кретање флуида хаотично што доводи до мешања слојева флуида услед чега се повећава површина граничног слоја и количина пренете топлоте.

Кретање флуида може да буде узроковано дејством спољашњег извора струјања (вентилатора, пумпе и сл.) и тада је реч о принудном струјању. У супротном, уколико нема спољашњих извора струјања и уколико је кретање флуида индуковано градијентом густине флуида тј. силама потиска тада је реч о слободном односно природном струјању.

Математичка формулација закона преношења топлоте струјањем који се назива Њутновим законом је:

$$Q_x = \alpha S(\vartheta_s - \vartheta_f) \quad (2.9)$$

где је:

- Q_x – количина топлоте која се простира дуж x -осе,
- α – коефицијент преноса топлоте тј. коефицијент преноса топлоте конвекцијом,
- S – површина граничног слоја кроз коју се преноси топлота струјањем,
- ϑ_s – температура површине чврстог тела са којег се односи топлота,
- ϑ_f – температура околног хладног флуида.

Коефицијент преноса топлоте α је коефицијент пропорционалности између разлике температуре и снаге која се пренесе кроз јединичну површину. Вредност овог коефицијента зависи од мноштва фактора: геометрије тела, начина струјања флуида, физичких особина флуида, температурне разлике, врсте струјања (природно или принудно) итд. [47], [48]. У литератури постоје аналитички и експериментално одређене вредности овог коефицијента за неке једноставне примене и конфигурације, али у случају сложених геометрија није могуће истовремено корелисати велики број експерименталних података код којих су сви ови фактори међусобно повезани. Када вредност овог коефицијента варира дуж површине тела (дуж x -осе), у инжењерским применама уобичајено је коришћење усредњене вредности овог коефицијента која је дефинисана са:

$$\alpha_{sr} = \frac{1}{l} \int_0^l \alpha(x) dx \quad (2.10)$$

2.2.3 Преношење топлоте зрачењем

Особина свих тела чија је температура већа од температуре апсолутне нуле је да емитују термичко зрачење. За разлику од провођења и струјања код којих је за преношење топлоте потребна материјална средина, пренос топлоте зрачењем је могућ и у вакууму. Математичка формулација закона преношења топлоте зрачењем који се назива Штефан-Болцмановим законом је [47], [48], [56]:

$$E_s = \epsilon \sigma_c S T^4 \quad (2.11)$$

где је:

- E_s – енергија у јединици времена тј. снага која се зрачењем односи са усамљеног тела површине S и температуре T ,
- ϵ – коефицијент емисије који зависи од природе површине тела и има вредност између 0 и 1,
- $\sigma_c = 5.6697 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$ - Штефан-Болцманова константа.

Коефицијент емисије је већи код тамнијих тела, а мањи код светлијих тела. Његова вредност за потпуно црну површину је један. Када се посматра енергија зрачења (E) која пада на површину неког тела, један њен део се трансмитује кроз површину и апсорбује у телу (E_a) док се један део рефлектује од површине тела (E_r). Важи следећа једнакост:

$$E = E_a + E_r \quad (2.12)$$

Дељењем једнакости (2.12) са E добијамо:

$$1 = \frac{E_a}{E} + \frac{E_r}{E} \quad (2.13)$$

Први сабирак са десне стране у једначини (2.13) назива се коефицијент апсорпције (a), други сабирак назива се коефицијент рефлексије (r). Дакле, важи следеће:

$$1 = a + r \quad (2.14)$$

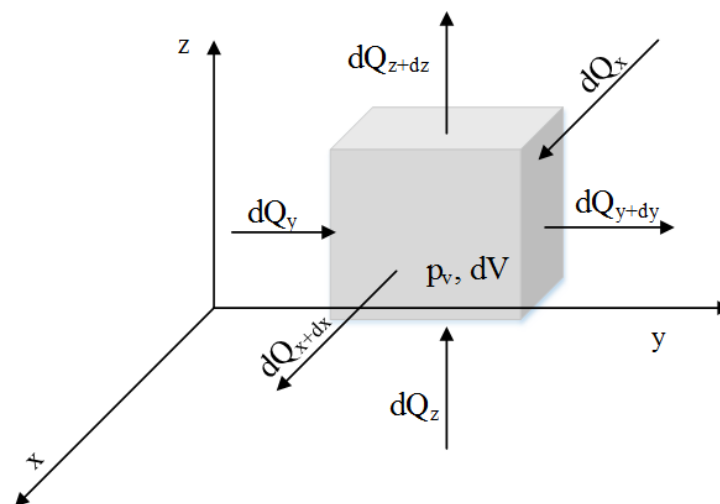
Тело чији би коефицијент апсорпције био једнак један тј. тело које би било способно да апсорбује целокупну енергију зрачења која пада на његову површину (инцидентно зрачење) назива се апсолутно црно тело. Супротно, тело чији је коефицијент рефлексије једнак један тј. тело које би било способно да рефлектује

целокупну енергију зрачења која пада на његову површину назива се апсолутно белим телом. Оваква два тела не постоје у природи. Инцидентно зрачење које пада на површину неког тела се делом апсорбује, а део инцидентног зрачења се рефлектује са његове површине. У циљу упрошћавања прорачуна термичког зрачења уводи се појам сивог тела. Сиво тело подразумева тело са површином код које спектрални параметри (коэффициенти апсорбције, рефлексије и емисије) не зависе од таласне дужине зрачења.

2.2.4 Вишедимензионално провођење топлоте у прелазним стањима

Код обртних електричних машина од интереса је одређивање просторне расподеле температуре у току времена у процесима загревања или хлађења када су извори топлоте променљивог интензитета у току тих процеса. Дакле, реч је о термички прелазним појавама и потребно је извршити модификацију једначине (2.5) јер се сада температура делова обртне електричне машине мења просторно и временски, али се и генерисана топлота унутар машине мења у току времена.

Посматра се тело елементарне запремине dV , чије су елементарне димензије у Декартовом координатном систему dx , dy и dz , у којем се развија количина топлоте p_v по јединици запремине dV и јединици времена dt , приказано на слици 2.4.



Слика 2.4: Елементарна запремина тела за анализу тродимензионалног провођења топлоте у Декартовом координатном систему

Поштујући закон о одржању енергије може се написати топлотни биланс за елементарну запремину dV у следећем облику [47], [48], [56]:

$$dQ_v = dU + dQ_r \quad (2.15)$$

где је:

- dQ_v – генерисана количина топлоте услед постојања извора топлоте p_v , која је једнака $dQ_v = p_v dV dt$,
- dU – промена унутрашње енергије при чему је $dU = \rho c dV d\vartheta$, где је ρ – густина материјала, c – специфични топлотни капацитет, $d\vartheta$ – промена температуре,
- dQ_r – количина топлоте која се размени са околном средином.

Како се топлота размењује у сва три правца са околном средином, може се писати:

$$dQ_r = - \left[\lambda_x \frac{d^2 \vartheta}{dx^2} + \lambda_y \frac{d^2 \vartheta}{dy^2} + \lambda_z \frac{d^2 \vartheta}{dz^2} \right] dV dt \quad (2.16)$$

Сада се једначина (2.15) може написати у следећем облику:

$$p_v = \rho c \frac{d\vartheta}{dt} - \left[\lambda_x \frac{d^2 \vartheta}{dx^2} + \lambda_y \frac{d^2 \vartheta}{dy^2} + \lambda_z \frac{d^2 \vartheta}{dz^2} \right] \quad (2.17)$$

С обзиром да је температура функција просторних координата x, y, z али и времена t тј. $\vartheta = \vartheta(x, y, z, t)$, то су прираштаји температуре у јединици времена заправо парцијални извод $\partial \vartheta / \partial t$, у граничном процесу када $dt \rightarrow 0$. Коначно, једначина (2.17) може да се напише у следећем облику:

$$\Delta \vartheta = - \frac{p_v}{\lambda} + \frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial \vartheta}{\partial t} \quad (2.18)$$

где је:

- λ – тензор формиран од λ_x, λ_y и λ_z ,
- Δ – Лапласов оператор.

Слична једнакост може се извести и за цилиндрични и сферни координатни систем. Једначина (2.18) која дефинише вишедимензионално провођење топлоте у прелазним стањима важи за најопштији случај па је с тога за потребе решавања конкретног проблема провођења топлоте исту потребно допунити следећим условима једнозначности:

- Геометријски услови који дефинишу величину и облик тела у којем се одвија преношење топлоте провођењем,
- Физички услови односно физичке карактеристике тела,
- Почетни услови који дефинишу почетну расподелу температуре тела (у тренутку времена $t=0$),
- Гранични услови који дефинишу топлотну интеракцију тела са околном средином.

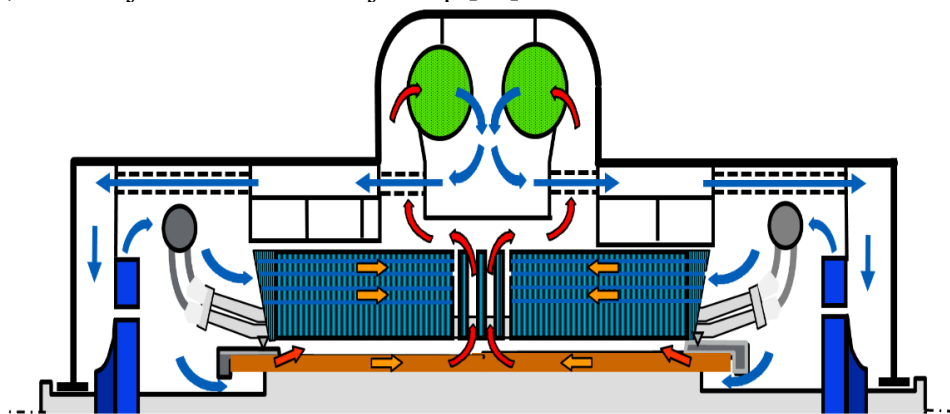
2.3 Расхладни системи обртних електричних машина

Током свог рада у обртним електричним машинама се неминовно јављају губици снаге у процесу електромеханичког претварања енергије. Губици снаге су присутни код свих обртних електричних машина, независно од снаге машине, а последица постојања губитака унутар машине је простирање топлоте која доводи до пораста температуре делова обртне електричне машине. Извори губитака унутар електричне машине су Џулови губици снаге у намотајима статора и ротора, губици снаге у гвожђу језгра статора услед вихорних струја и хистерезиса, губици на трење и вентилацију услед обртања ротора и др. Развијена количина топлоте унутар електричне машине мора се на адекватан начин одвести како би порасте температуре делова машине били у одговарајућим границама које су прописане примењеним изолационим материјалима. У термичком погледу обртна електрична машина је сложен хетерогени систем који се састоји од чврстих материјала (бакар, гвожђе, изолација и др.) и расхладних флуида (водоник, ваздух, деминерализована вода и др.). Изолациони материјали који се користе у изради обртних електричних машина су класификовани у неколико термичких класа А, В, F и H. Свака од ових термичких класа има дефинисану

максимално дозвољену температуру коју може да издржи онолико дуго колико је њен пројектовани животни век. Данас су најчешће у употреби изолациони материјали класе F чија максимална дозвољена температура износи 155°C [27]. Да не би дошло до прекомерног загревања делова обртних електричних машина неопходно је обезбедити ефикасно хлађење и ту улогу обавља расхладни систем [58].

Расхладни системи обртних електричних машина морају бити ефикасни јер директно утичу на температуре делова машине. Расхладни флуид код обртних електричних машина може бити ваздух, деминерализована вода или водоник.

Код турбогенератора магнетно језгро статора и ротор се углавном хладе водоником који циркулише у затвореном кругу унутар генератора. Однесену топлоту водоник предаје расхладној води у измењивачима топлоте водоник-вода и као охлађен излази из њих и започиње нови циклус хлађења. Намотаји статора турбогенератора се најчешће хладе протицањем деминерализоване воде кроз шупље проводнике намотаја статора. На слици 2.5 приказана је шема циркулације водоника за хлађење турбогенератора где је са плавим стрелицама означена струја хладног а црвеним загрејаног водоника [59]. Турбогенератори осим водоником могу бити хлађени и ваздухом. Предности хлађења турбогенератора ваздухом у односу на водоник су: повећана поузданост, није потребна додатна помоћна опрема, смањени трошкови одржавања, нема бојазни од експлозије и др [60].



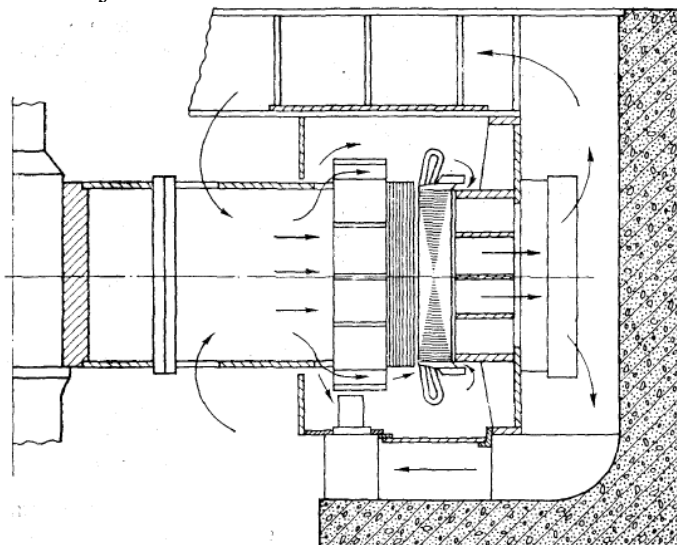
Слика 2.5: Принципијелна шема циркулације водоника за хлађење ротора и статора турбогенератора

Већина хидрогенератора се хлади ваздухом при чему се код хидрогенератора средњих и великих снага користе затворени системи вентилације са индиректним ваздушно-воденим хлађењем. Код ових система хлађења расхладни ваздух одводи топлоту са делова хидрогенератора (намотаја и гвожђа полова ротора, намотаја и гвожђа статора) и затим улази у измењиваче топлоте (хладњаке) вода-ваздух где предаје топлоту расхладној води и као охлађен излази из њих и започиње нови циклус хлађења. Предност затвореног система хлађења је што обезбеђује чистоћу ваздуха унутар генератора и тако спречава зачепљење појединих канала за хлађење (нпр. вентилационих канала унутар језгра статора). Поред овог затвореног система вентилације индиректног начина хлађења постоје и системи са делимично отвореним или отвореним системом вентилације који се обично примењују код хидрогенератора мањих снага [39], [61]. Код оваквих система вентилације се хладан ваздух узима из спољне околине преко филтера. Без обзира на снагу хидрогенератора по правилу се примењује принцип аутоматског система хлађења тј. принцип самовентилације који је веома једноставан и поуздан. То значи да сам ротор хидрогенератора служи као вентилатор, а снага која је потребна за циркулацију ваздуха се добија преко вратила агрегата. У случајевима када снага коју развија ротор није довољна да обезбеди

потребан проток расхладног ваздуха или када постоје повећани захтеви за електромагнетним искоришћењем машине тада се мора прећи на принудни систем хлађења. Принудни системи хлађења се најчешће примењују код хидрогенератора великих снага, са великим брзинама обртања, код капсулних хидрогенератора и код неких реверзибилних хидрогенератора. То су системи са воденим хлађењем и системи код којих постоје додатни елементи који омогућавају принудну циркулацију расхладног флуида (вентилатори који се монтирају са обе стране вратила ротора). Расхладни системи самовентилације се према смеру протока расхладног ваздуха деле на [61]:

- Радијалне шеме вентилације,
- Аксијалне шеме вентилације,
- Радијално-аксијалне шеме вентилације.

Код радијалне шеме вентилације расхладни ваздух улази у звезду ротора и то обично са горње и доње стране, а затим пролази кроз канале на ободу ротора, део између полова, ваздушни зазор хидрогенератора и даље кроз канале за вентилацију у језгру статора и долази до измењивача топлоте вода-ваздух који су смештени по ободу кућишта статора. У хладњацима загрејани ваздух предаје топлоту води и као охлађен излази из хладњака и дели се у две струје, горњу и доњу, и започиње нови циклус хлађења активних делова хидрогенератора. Радијална шема вентилације хидрогенератора приказана је на слици 2.6.

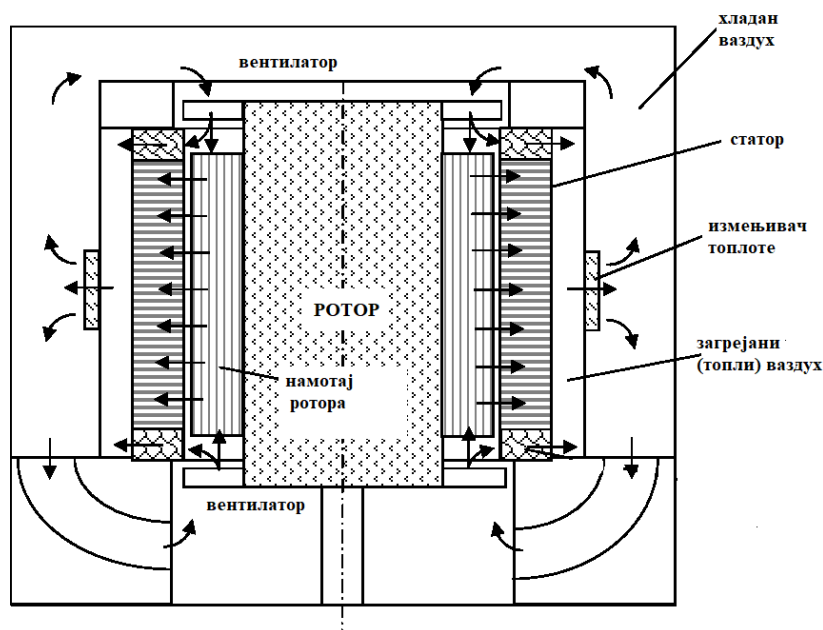


Слика 2.6: Радијална шема вентилације хидрогенератора, преузето из [39]

Код аксијалне шеме вентилације расхладни ваздух улази у хидрогенератор с једне стране и пролази кроз неколико паралелних грана (између полова ротора, ваздушни зазор, тело језгра статора) и излази из генератора с друге стране. Како се код ове шеме вентилације јављају значајне разлике у температури у аксијалном смеру и постоје потешкоће у хлађењу свих активних делова генератора он није нашао неку ширу примену [61].

Код мешовите радијално-аксијалне шеме вентилације расхладни ваздух улази у генератор са горње и доње стране и помоћу аксијалних вентилатора који су смештени на крајевима обода ротора, с горње и с доње стране, усмерава се у међуполни простор и даље дуж радијалних канала за вентилацију у језгру статора према измењивачима

топлоте вода-воздух. На слици 2.7 приказана је шема радијално-аксијална шема вентилације хидрогенератора.



Слика 2.7: Радијално-аксијална шема вентилације хидрогенератора, преузето из [62]

У току експлоатације генератора могу се јавити повећане вредности температуре његових делова. Узроци овакве појаве могу бити разнолики: лоша конструкција саме машине односно недовољно ефикасан расхладни систем, задрљаност изолације намотаја ротора или статора услед чега је смањено одвођење топлоте, запушени расхладни канали (вентилациони канали у језгру статора), запушени хладњаци и др. [63].

Проблем правилног пројектовања хидрогенератора одређене снаге који ће имати адекватно хлађење може се исказати и кроз *TDI* индекс (енгл. *Technical Difficulty Index*). Наиме, реч је о броју који се добија множењем номиналне привидне снаге изражене у MVA и номиналне брзине обртања изражене у o/min. Уколико је вредност $TDI > 150000 \text{ MVA} \cdot \text{o/min}$ реч је о хидрогенератору код којег постоји озбиљан напор да се исти испројектује и произведе а да има ефикасно хлађење [64].

У [65] разматран је утицај укупног протока расхладног флуида на ефекте хлађења делова ротора хидрогенератора при раду генератора у номиналној радној тачки. Уочено је да се са повећањем протока расхладног флуида смањује температура делова ротора хидрогенератора. Ова појава је нарочито приметна код намотаја ротора и притисних плоча полова ротора. С друге стране у ситуацијама када је смањен проток расхладног флуида евидентно је да долази до пораста температура делова ротора хидрогенератора. Разлика између највеће температуре намотаја ротора када је проток расхладног флуида смањен за 40% у односу на номинални проток износи 22°C, а разлика када је проток расхладног флуида увећан за 40% у односу на номинални проток износи 8°C.

2.4 Значај и начини мерења и одређивања температуре делова синхроног генератора

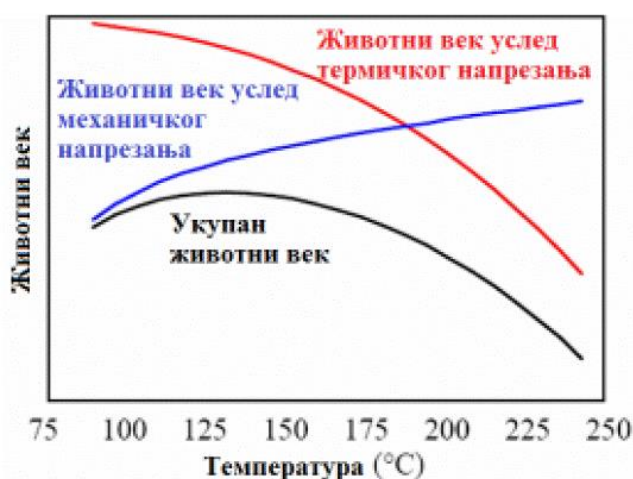
Синхрони генератори представљају основни извор електричне енергије и осим у електранама присутни су и у индустрији. Синхроне машине су робусне и обично веома поуздане, изузев периода “дечијих болести” и “дубоке старости” [66], а кварови на њима су често веома скупи и значајно утичу на производњу електричне енергије. Радови на санацији кварова, зависно од типа квара, могу трајати од неколико дана па до неколико недеља чак и месеци. Један од могућих кварова који изискује много времена за санацију је оштећење ротора. У тим ситуацијама обично се врши извлачење ротора из синхроног генератора и слање ротора у специјализована постројења произвођача генератора на санацију. Наведена процедура захтева ангажовање специјалних алата и опреме и додатно продужава време погонске нерасположивости агрегата и увећање трошкова због непроизведене електричне енергије. У циљу избегавања оваквих проблема веома је корисно вршити превентивно одржавање и надзор стања ротора синхроног генератора како би се правовремено детектовала евентуална нерегуларна стања и појаве које могу довести до оштећења ротора. Поред континуалног мониторинга генератора у раду, у циљу правовременог сагледавања вероватноће настанка квара у синхроним генераторима препоручује се перманентно праћење свих погонских догађаја, прикупљање свих радних релевантних параметара и статистичка анализа истих. Сви ови чиниоци заједно имају за циљ да олакшају доношење исправне одлуке о одржавању генератора и очувању његовог пројектованог животног века.

Ротор синхроног генератора у раду трпи велика механичка, електрична и температурна напрезања. Механички стресови су последица великих брзина обртања и јаких центрифугалних сила. Термички стресови су последица отежаног хлађења и рада генератора при увећаним вредностима температурама. Електрични стресови су последица наглих и честих промена оптерећења, наглих растерећења и брзих дејстава система побуде генератора. Сви ови фактори збирно делују током рада синхроне машине и утичу на њен пројектовани животни век. Животни век генератора је у директној спрези са животним веком изолације који је одређен следећим факторима: температурним, електричним, амбијенталним и механичким (енгл. *TEAM – temperature, electrical, ambient and mechanical*). Треба имати на уму да је деловање ових фактора симултано и интерактивно при чему је само могуће да је неки од фактора доминантнији у односу на остале. Дакле, сви они су стално присутни тј. константни, а неки од њих су и транзијентни што значи да су присутни само неко одређено време. Пројектовани животни век генератора управо је директно сразмеран броју транзијентних стресова: преостало радно време синхроног генератора до појаве неког квара (отказа) је пропорционално броју транзијентних стресова које машина доживи током свог рада [67].

Код намотаја ротора синхроних генератора додатно се јавља здружени термо-механички стрес сваки пут када се нагло мења његово оптерећење. При наглој промени оптерећења синхроног генератора услед протицања једносмерне струје кроз намотај ротора нагло се мења и његова температура услед чега се бакарни проводници намотаја ротора аксијално издужују. За разлику од бакра модерни изолациони материјали имају мањи коефицијент термичког издужења па се приликом наглих промена оптерећења јавља напон смицања између бакарних проводника и изолације. Због наведене појаве изолациони материјали намотаја ротора, али и статора, морају имати повећану отпорност на хабање. Што је већа промена оптерећења ова појава је

израженија па је већа и разлика између температуре изолационог материјала и бакра намотаја ротора, а последично и мањи број оваквих циклуса до појаве квара [67].

Под појмом нормално термичко старење подразумева се да при назначеном оптерећењу машине температура најтоплије тачке (енгл. *hot spot*) не прелази вредност која је прописана за примењену класу изолације. Лабораторијски експерименти обављени на узорцима изолационих система на бази лискуна подвргнути термичким, електричним и механичким напрезањима показују чак и извесно повећање животног века до вредности температуре од око 130°C, али и нагли пад вредности животног века у случају повећања температуре до око 180°C, као што је приказано на слици 2.8. Са слике 2.8 може се закључити да се вредност животног века лискунског изолационог система смањује у случају повећања вредности температуре и то са трендом који је све већи са порастом температуре (крива означена црвеном линијом на слици 2.8). Када је у питању зависност животног века истог изолационог система услед дејства механичког напрезања види се да се вредност животног века повећава са порастом температуре. Ова можда на први поглед необична појава се објашњава повећаном флексибилношћу услед промене карактеристика везива у изолационом систему када се минимизује могућност локалних прелома у изолацији. Одавде је могуће извући закључак да је хладан синхрони генератор рањивији тј. осетљивији на поремећаје од загрејане машине [68].



Слика 2.8: Апроксимативни животни век лискунске изолације под дејством термичког напрезања, преузето из [68]

Утицај температуре T изражене у степенима келвинима на животни век изолације L изражен у часовима дефинише се следећом једначином (*Arrhenius*-ов закон) [67], [69]:

$$L = A \cdot e^{\left(\frac{B}{T}\right)} \quad (2.19)$$

где су A и B константни коефицијенти. На основу једначине 2.19 јасно је да се животни век изолације, а самим тим и синхроног генератора, смањује са повећањем вредности температуре. Једначина 2.19 се у пракси често парафразира на следећи начин: сваки пораст температуре за 10°C значи смањење животног века за 50%. Треба напоменути да је једначина 2.19 апроксимација јер је тачна само за релативно велике вредности температуре. Наиме, испод одређене граничне вредности температуре (*threshold*), која зависи од врсте примењеног изолационог материјала неће се ни дешавати процес термичког старења. Међутим како је једначина 2.19 део важећих

стандарда [70] она представља довољно тачну апроксимацију и оправдана је њена употреба.

Из претходног излагања, очигледно је да су животни век изолације и генератора у директној вези са вредностима температуре делова синхроног генератора. Постоје три методе за мерење температуре намотаја и других делова синхроног генератора [27]:

1. Метода отпорности – подразумева одређивање температуре намотаја на основу промене отпорности намотаја.
2. Метода уграђеног температурног детектора *ETD (Embedded Temperature Detector)* - подразумева одређивање температуре намотаја или дела синхроног генератора помоћу током производње уграђених сензора за мерење температуре, који су неприступачни после комплетирања машине. Ови сензори могу бити отпорнички термометри, термопарови или полупроводнички детектори са негативним коефицијентом. Уколико се температура намотаја одређује применом већег броја оваквих сензора онда се за температуру намотаја узима максимална вредност температуре од свих уграђених температурних сензора.
3. Термометарска метода - подразумева одређивање температуре постављањем термометара на доступне делове фабрикованог синхроног генератора.

Испитивањима у самој електрани могуће је директним мерењем одредити само температуре оних делова синхроних генератора на које је постављен неки од температурних сензора (у фази фабрикације синхроног генератора) или евентуално делова који су доступни за постављање термометра. Уобичајено се мере температуре следећих делова синхроних генератора:

- температура намотаја статора - обично се *ETD* сензори за мерење температуре постављају на неколико места дуж обима статора на местима на којима се очекују максималне температуре. Број постављених сензора не би требао да буде мањи од шест. Код двослојних намотаја статора сензори треба да буду постављени између два навојка (штапа) статора у жлебу језгра статора на местима на којима се очекују максималне температуре. Уколико се ради о једнослојном намотају статора, сензоре је потребно поставити између завојка и клина на местима на којима се очекују максималне температуре [27].
- температура крајева (глава) намотаја статора - *ETD* сензори за мерење температуре се постављају између два навојка на местима на којима се очекују максималне температуре. Сами сензори треба да буду тако постављени да буду у блиском контакту са навојцима крајева намотаја статора, али и да истовремено буду заштићени од утицаја примарног расхладног флуида [27].
- температура језгра статора – *ETD* сензори за мерење температуре се постављају на неколико места унутар језгра статора. Такође се на крајњим деловима језгра статора, са обе стране статора, постављају сензори за мерење температуре крајњих пакета лимова језгра статора.
- температура намотаја ротора – ово је “слабо место” с аспекта температурног мониторинга синхроног генератора. Произвођачи генератора уобичајено не постављају никакве сензоре за мерење температуре на делове ротора генератора због чињенице да се ротор генератора обрће, да је намотај ротора изложен великим центрифугалним силама и отежаним условима рада. Један од начина

одређивања температуре намотаја ротора који је опште прихваћен у пракси је одређивање средње вредности температуре намотаја применом индиректне U-I методе [7], [26]. Други начин подразумева директно мерење температуре преко уграђених сензора за мерење температуре, али као што је већ претходно наведено овај начин је слабо заступљен у пракси.

- Температуре лежачевог генератора – мерење се спроводи термометарском или *ETD* методом. Мерна места варирају у зависности од типа лежачевог (клизни или ваљкасти).
- Температура расхладног средства (флуида) – У зависности од примењеног система хлађења синхронног генератора уобичајено се мере температуре примарног и секундарног расхладног средства. Примарно расхладно средство (медијум може бити у течном или гасовитом стању) има мању вредност температуре од температуре дела синхронног генератора са којим је у додиру и од којег одводи генерисану топлоту. Секундарно расхладно средство (медијум може бити у течном или гасовитом стању) има мању вредност температуре од примарног расхладног средства за хлађење и одводи генерисану топлоту од примарног расхладног средства у измењивачима топлоте или преко спољашње површине машине.

Примена методе уграђеног температурног детектора *ETD* за мерење температуре намотаја ротора није могућа због чињенице да се ротор синхронног генератора окреће. Самим тим је веома отежано постављање сензора (термопарова или отпорничких термометара) на делове ротора, њихово ожичавање и пренос података о измереној вредности температуре са ротора који се обрће на неку стационарну аквизициону јединицу.

Температуру намотаја ротора битно је познавати јер је једно од ограничења у погонском P-Q дијаграму хидрогенератора, због свог утицаја на термички капацитет ротора и последично на граничне вредности реактивних снага.

2.5 Значај и начини мерења и одређивања температуре делова синхронног генератора

Приликом промене режима рада синхронног генератора тј. преласка из једног термички устаљеног стања у друго термички устаљено стање (процес загревања или хлађења) потребно је све време познавати пораст температуре намотаја ротора који мора бити мањи од максимално дозвољеног. Овакви режими рада су стандардно присутни у експлоатацији генератора и дешавају се на пример приликом промене струје која тече кроз намотаје статора и ротора. У анализи ових термички прелазних режима усвајају се следеће претпоставке [61]:

- Температура расхладног ваздуха је константна током прелазног режима,
- Коефицијенти термичке проводности и преноса топлоте струјањем су константни и независни од температуре намотаја ротора,
- У току ових процеса ротор има својство неограничене топлотне проводљивости тј. градијент температуре у ротору у било ком правцу је једнак нули.

Уважавајући наведене претпоставке, намотај ротора се током термички прелазног режима може описати следећом линеарном диференцијалном једначином са константним коефицијентима [61]:

$$P_f dt = c_f m_f d\vartheta_f + \alpha S_f \vartheta_f dt \quad (2.20)$$

у којој члан са леве стране једначине представља губитке снаге ослобођене у ротору у току временског интервала dt , први члан са десне стране представља количину топлоте услед које се загрева ротор, други члан са десне стране представља количину топлоте која се са површине ротора односе расхладним флуидом. Опште решење једначине (2.20) је облика:

$$\theta_f(t) = \theta_{f0} + (\theta_f - \theta_{f0})(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad (2.21)$$

где је $\theta_f(t)$ тренутна вредност температуре намотаја ротора, θ_{f0} почетна температура намотаја ротора непосредно пре почетка термички прелазног режима тј. непосредно пре промене вредности струје која тече кроз намотај ротора, θ_f температура намотаја ротора у новом термички устаљеном стању и τ термичка временска константа намотаја ротора. Термичка временска константа намотаја ротора описује динамику термичког прелазног процеса. Израчунава се као [61]:

$$\tau = \frac{c_f m_f}{\alpha S_f} = \frac{c_f m_f \theta_f}{P_f} \quad (2.22)$$

где је c_f специфични топлотни капацитет материјала од којег је направљен намотај ротора, m_f маса материјала од којег је направљен намотај ротора, α коефицијент преноса топлоте с површине намотаја ротора на околни расхладни флуид, S_f површина намотаја ротора са које се односи генерисана количина топлоте, P_f укупни губици снаге у намотају ротора.

На основу једначине (2.22) закључује се да се током прелазног режима температура намотаја ротора експоненцијално мења, и то приликом загревања се експоненцијално повећава, док се током процеса хлађења експоненцијално смањује. Вредност пораста температуре намотаја ротора у новом термички устаљеном стању се достиже после приближно 4 термичке временске константе.

Термичка временска константа намотаја ротора хидрогенератора са индиректним ваздушним хлађењем износи 20-35 минута. Код ротора хидрогенератора са специјалним дизајном намотаја који обезбеђују ефикасније хлађење њена вредност је мања и износи 16-28 минута. Код ротора са принудним хлађењем њена вредност може да износи и 7-12 минута [61].

Вредност термичке временске константе намотаја ротора хидрогенератора са индиректним ваздушним хлађењем може се одредити и на основу мерења у самој електрани приликом преласка из једног у друго термички устаљено стање. Приликом тих мерења неопходно је мерити температуру намотаја ротора и температуру хладног ваздуха који односи генерисану топлоту с површине намотаја ротора. Мерења треба вршити са довољно великом резолуцијом (најмање једноминутном). Критичан временски период с аспекта што тачније естимације термичке временске константе је 1,5 до 2 временске константе од почетка преласка из једног у друго термички устаљено стање, и тада је неопходно вршити снимање наведених мерења са што већим временском резолуцијом [71].

2.6 Детаљан преглед литературе

Континуални мониторинг температуре намотаја ротора хидрогенератора је значајан јер омогућава рано генерисање аларма у случајевима да се појаве неочекивано велике вредности температура. То су рани показатељи убрзаног старења и уколико се не реагује на време може доћи до озбиљнијег квара који изискује застој хидроагрегата. Уз примену континуалног мониторинга температуре и одржавање на основу стања опреме *CBM* могуће је значајно повећати поузданост хидрогенератора. Мониторинг температуре намотаја ротора хидрогенератора заснива се одређивању (мерењу или естимацији) вредности температуре, која треба да буде што је могуће тачнија. Значај тачног мерења температуре намотаја ротора је од суштинског значаја и за предикцију термичког стања ротора хидрогенератора. Повећане вредности температуре намотаја ротора могу проузроковати оштећење међузавојне (*inter-turn insulation*) и основне изолације (*ground-wall insulation*) намотаја ротора што последично утиче на смањење животног века генератора.

Температуру намотаја ротора хидрогенератора могуће је одредити индиректним методом или директним мерењем. Обе методе имају своје предности и мане које ће у наставку бити детаљно описане.

Индиректни начин одређивања температуре намотаја ротора синхроног генератора подразумева примену U-I методе односно одређивање средње вредности температуре намотаја ротора преко промене отпорности намотаја ротора. Према [6], [7], [11] уколико је позната вредност отпорности намотаја ротора R_{f0} на некој референтној температури ϑ_{f0} тада је могуће одредити температуру намотаја ротора ϑ_f уколико се познаје вредност отпорности намотаја ротора R_f на тој температури, применом следеће једнакости:

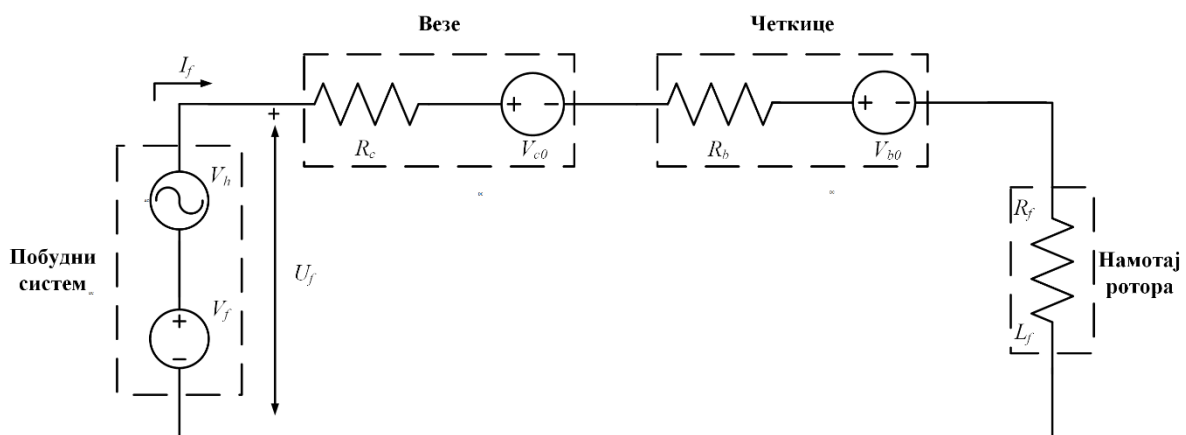
$$\vartheta_f = \frac{1}{R_{f0}} [k(R_f - R_{f0}) + R_f \vartheta_{f0}] \quad (2.23)$$

где је k коефицијент материјала од којег је направљен намотај ротора (коефицијент k за бакар износи 234,5). Подаци о референтној температури ϑ_{f0} и референтној вредности отпора R_{f0} најчешће се узимају из техничке спецификације генератора коју доставља произвођач или на основу мерења извршених током фабричких или примопредајних испитивања генератора. У техничкој спецификацији генератора обично је дата вредност отпорности намотаја ротора на 15°C или 20°C. Када је потребно одредити ове вредности на основу мерења, она се спроводе када је хидрогенератор у стању мировања у термички устаљеном хладном стању тј. када је температура свих његових делова приближно једнака температури амбијента [27]. Иако је овај начин одређивања температуре намотаја ротора релативно једноставан за примену (потребна су само мерења напона и струје ротора тј. вредност отпора намотаја ротора), он је скопчан са извесним потешкоћама.

Наиме, намотај ротора није температурно калибрисан отпорник што значи да није намењен за мерење температуре као што је то случај код отпорничких мерних сонди. Струја која протиче кроз намотај ротора је обично доступна за мерење нпр. помоћу шанта или струјног лема, осим код генератора са ротационом безчеткичном побудом (енгл. *brushless exciter*) [11], [26], [72] али нити је константна нити је ограничена са хармонијским саставом. С друге стране, напон на самом намотају ротора није доступан за мерење и обично се мери напон на излазу из енергетског претварача у систему побуде U_f , слика 2.9. Напон на намотају ротора садржи велику количину шума V_h која је последица прекидачке природе рада енергетског претварача у систему побуде и протицања струје кроз јонизовани слој на споју четкица и клизних прстенова ротора.

Четкице карактерише нелинеарна напонско-струјна зависност и јавља се пад напона на њима (R_b , V_{b0}). Пад напона постоји и на енергетским везама (R_c , V_{c0}) између система побуде и намотаја ротора. Укупан пад напона зависи од врсте и броја примењених четкица, врсте и дужине веза између система побуде и намотаја ротора, вредности струје ротора [7], [11], [26]. Из тог разлога појављује се грешка у мерењу напона на намотају ротора. Да би се компензовала ова грешка и имала што тачнија вредност напона, а последично и температуре намотаја ротора, потребно је извршити мерење напона намотаја ротора помоћу волтметра са унутрашњом отпорношћу у опсегу од 10-20 k Ω /V, пожељно са филтером пропусником ниских учестаности, на самим клизним прстеновима ротора уколико конструкција генератора то дозвољава. Код синхроних генератора код којих није могуће директно мерити напон на намотају ротора због ограничења изазваних конструкцијом генератора и синхроних генератора са ротационом безчеткичном побудом саветује се да се са додатним опрезом врши мониторинг температуре расхладног средства ротора у циљу поузданије индикације о вредности температуре намотаја ротора [26].

С друге стране, температуру намотаја ротора хидрогенератора могуће је и директно мерити постављањем одговарајућих температурних сензора на одређена жељена места. У ту сврху могу се користити дигитални сензори за мерење температуре.



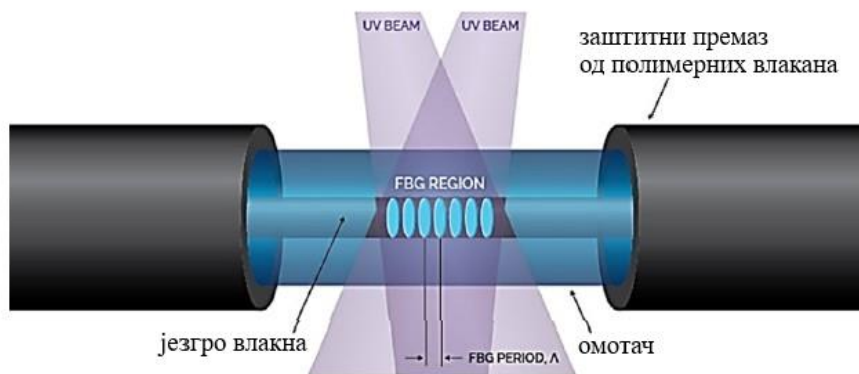
Слика 2.9: Шема за индиректно мерење температуре намотаја ротора применом U-I методе

У [28] мерење температуре ротора извршено је постављањем DS18B20 дигиталних температурних сензора по површини намотаја ротора синхроног генератора снаге 400 kVA, брзине обртања 1000 обртаја у минути. Тачност мерења температуре ових сензора је $\pm 0,5^\circ\text{C}$. Информација о измереној вредности температуре дела намотаја на који је сензор постављен се шаље путем *Bluetooth* везе до екстерног система аквизиције. Због чињенице да се ротор окреће потребно је обезбедити и батеријско напајање овог система. Монтирање самих DS18B20 дигиталних температурних сензора извршено је специјалним лепковима који треба да обезбеде добар термички контакт са делом чију температуру мере и истовремено да добро термички изолују сам сензор од расхладног флуида. Лепак мора да обезбеди и адекватну механичку чврстоћу због великих вредности центрифугалних сила.

У [11] мерење температуре на површини намотаја ротора такође је вршено постављањем DS18B20 дигиталних температурних сензора по површини намотаја ротора синхроног генератора снаге 450 kVA, брзине обртања 500 обртаја у минути. Коришћена је иста технологија за пренос података бежичним путем са ротора до

спољашњег система аквизиције. Посебна пажња поклоњена је избору лепка за постављање самих сензора у циљу обезбеђивања што тачнијег мерења и елиминисања проблема који су описани у [28]. Урађена је и анализа расподеле температуре на горњој, доњој, левој и десној страни пола намотаја ротора.

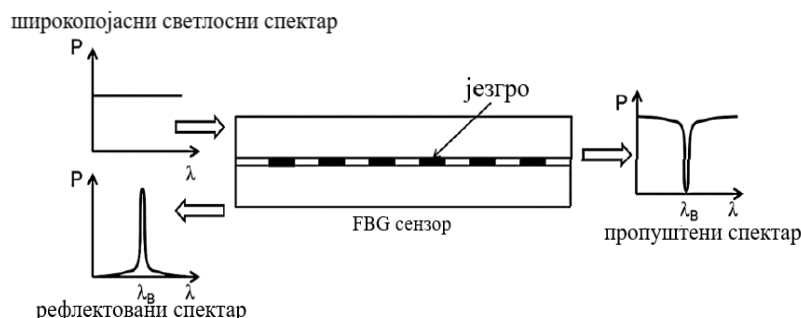
Мерење температуре намотаја ротора може се вршити и применом оптичких *FBG* сензора (*fiber Bragg gratings*). Главне особине ових сензора које их кандидују за примену у мониторингу температуре ротора синхроних генератора су: имуност на електромагнетне сметње, мале димензије, дуг животни век, отпорност на тешке услове у којима је предвиђено да раде (велике вредности температуре, влага, корозија итд.), пасивност снаге, флексибилност и могућност серијској повезивања [29]. То су сензори који инхерентно реагују на механичку и термичку побуду, али се могу прилагодити и за мерење неких других физичких величина. Сам сензор се састоји од специјално направљеног и флексибилног сегмента утиснутог у језгро једномодног оптичког влакна, као што је приказано на слици 2.10 [30]. Само влакно се састоји од цилиндричног језгра око којег се налази омотач. Преко омотача налази се додатни слој који има улогу механичке заштите влакна. На одређеној локацији у језгру влакна налази се глава сензора која се састоји од низа еквидистантних решетки од којих свака рефлектује светлост одређене таласне дужине.



Слика 2.10: Структура *FBG* сензора за мерење температуре, преузето из [30]

Када је влакно осветљено широкопојасним светлом, решетки рефлектују светлосни спектар одређене таласне дужине која се назива Брагова таласна дужина λ_b , која варира у зависности од термичких и механичких услова којима је глава оптичког сензора изложена. Таласна дужина светлости која се рефлектује испуњава Брагов услов који је дефинисан структуром решетки, док се остатак светлосног спектра трансмитује (пропушта) кроз главу сензора. Принцип рада *FBG* оптичког сензора приказан је на слици 2.11, на којој је са λ_b обележена Брагова таласна дужина. Посматрајући рефлектовани спектар, уз претпоставку да су сви остали релевантни фактори непромењени, могуће је вршити мониторинг температуре применом ових сензора јер глава сензора рефлектује светлост одређене таласне дужине са одређене локације влакна која је изложена некој физичкој екситацији, нпр. промени температуре. Процес мерења подразумева посматрање и мерење рефлектоване таласне дужине коришћењем специјализованог оптоелектронског уређаја који је одговоран за осветљавање оптичког влакна, прихватање и мониторинг рефлектоване таласне дужине. Овај уређај треба да омогући регистровање релативних промена Брагове таласне дужине λ_b па мора да има високу резолуцију и тачност на нивоу пикометра. Рефлектована таласна дужина се претвара у подешену физичку мерну величину (температуру) на основу унапред калибрисаног односа таласне дужине и физичке побуде (екситације). Ова прекалибрација подразумева да се сензор изложи неком контролисаном извору

температуре у циљу успостављања релације између рефлектоване таласне дужине и промене температуре.



Слика 2.11: Принцип рада *FBG* сензора за мерења температуре, преузето из [30]

Принцип мерења температуре помоћу *FBG* оптичког сензора заснива се на идентификацији $\Delta\lambda_B$ узроковане променама температуре. Промена у рефлектованој таласној дужини која је последица промене температуре може се израчунати као [73]:

$$\Delta\lambda_b = \lambda_b(\alpha + \xi)\Delta\vartheta \quad (2.24)$$

где је α коефицијент термичког ширења влакна, ξ термо-оптички коефицијент и $\Delta\vartheta$ промена температуре. Осетљивост мерења температуре применом *FBG* оптичког сензора са Браговом таласном дужином од 1550 nm износи $\approx 10\text{--}14 \text{ pm}/^\circ\text{C}$ [31].

У последње време посебна пажња посвећена је развоју ове врсте сензора за примену у мониторингу електричних машина због великог броја предности које пружају. Мана примене ових сензора за мерење температуре делова ротора, па и самог намотаја, огледа се у чињеници да је принцип мерења заснован на здруженом ефекту термичког и механичког стреса који трпи део на који је постављен сензор. Још један битан недостатак је и даље велика цена ових сензора. Да би се сензор користио искључиво за мерења температуре потребно је да буде заштићен од механичке побуде што се постиже специјалним начином постављања сензора на жељено место чија температура треба да се мери, применом специјалних лепкова.

У [32] приказани су резултати мерења температуре делова ротора хидрогенератора снаге 74,75 MVA. Вршен је мониторинг температуре 28 полова и 32 међуполне везе ротора хидрогенератора. Мерења су извршена током спровођења огледа загревања хидрогенератора. Додатно, вршено је међусобно поређење температура делова ротора добијених са *FBG* сензора и средње вредности температуре одређене применом индиректне U-I методе. Закључак је да је средња вредност температуре намотаја ротора значајно мања од локалних вредности температура добијених са монтираних оптичких сензора и да је највећа разлика износила 24°C . Мерење температуре ротора применом *FBG* оптичких сензора је могуће, али треба посебно обратити пажњу на начин постављања самог сензора и избор локације јер су то фактори који највише доприносе квалитету и тачности мерења температуре.

У [33] приказани су резултати мерења температуре намотаја полова хидрогенератора снаге 310 MVA у циљу одређивања температуре најтоплије тачке и међусобног поређења расподеле температуре намотаја између полова и унутар самог пола ротора. Постављено је пет *FBG* сензора на намотаје четири пола на различитим позицијама по висини пола. Извршено је поређење измерених вредности температура између самих полова али и са температуром коју мере уграђени отпорнички термометри на статору. Утврђено је да се *FBG* сензори могу користити за мерење температуре намотаја ротора хидрогенератора и за одређивање температуре најтоплије

тачке. Акцентован је значај утицаја геометрије ротора, шеме вентилације и начина постављања сензора на тачност мерења температуре намотаја ротора.

У [34] су такође коришћени оптички *FBG* сензори за мерење температуре носача четкица једног хидрогенератора у погону јер су у току раније експлоатације уочени проблеми са прекомерним загревањем појединих четкица и клизних прстенова. Мерења су се показала као поуздана, утврдила су постојање прекомерног загревања, а *FBG* сензори су остављени у погону и служе као стални надзор температуре четкица и клизних прстенова.

Температуру намотаја ротора могуће је мерити и помоћу инфрацрвених сензора (камера). Ови сензори се постављају на непокретни део генератора (делове статора) и мере температуру полова ротора приликом њиховог проласка поред сензора у току обртања хидрогенератора у раду. Тачност мерења зависи од емисивности пола ротора која није увек позната, варира са променама температуре и зависи од степена задржаности намотаја ротора [35], [36].

У [36] је коришћена инфрацрвена камера за мерење температуре полова хидрогенератора у погону. Инфрацрвена камера је постављена на статору и мери температуру свих полова који обртањем ротора пролазе поред ње. Осим овог начина мерења, температура намотаја ротора хидрогенератора одређивана је и применом индиректне методе. Мерењима је утврђено да средња вредност температуре одређена применом индиректне *U-I* методе може значајно да буде мања од вредности коју мери постављена инфрацрвена камера. Разлика између ове две вредности је у конкретном случају износила и до 10°C. Такође, мерењима је установљено да у зависности од конструкције ротора генератора и шеме вентилације може постојати значајна разлика у расподели температуре међу половима хидрогенератора, али и између појединих делова истог пола.

У [12] приказан је начин мерења температуре намотаја ротора синхроног генератора са истакнутим половима снаге 400 kVA помоћу индустријске инфрацрвене камере. Описан је начин постављања инфрацрвене камере и подешавања коефицијента емисивности у циљу постизања веће тачности мерења температуре на површини намотаја ротора. Додатно, температура намотаја ротора мерена је помоћу уграђених дигиталних сензора за мерење температуре у циљу поређења са мерењима која се добијају помоћу инфрацрвене камере. Утврђено је да је грешка мерења између ова два система у границама $\pm 2^\circ\text{C}$.

Температуру намотаја ротора хидрогенератора могуће је мерити применом термо трака. То су специјалне лепљиве траке које се лепе на део генератора чију температуру је потребно мерити, а које мењају боју са променом температуре. Постоји их неколико врста у зависности од очекиваног мерног опсега температуре. У оквиру једне термо траке мерни опсег температуре подељен је на неколико мањих опсега. Када температура дела генератора на који је залепљена термо трака пређе доњи праг појединачног температурног опсега, обоји се индикатор тог опсега. Након смањења температуре испод вредности доњег прага опсега индикатор и даље остаје обојен. На овај начин могуће је стећи информацију о максималној температури, са тачношћу резолуције опсега мерења, дела генератора на који је залепљена термо трака. Недостатак примене термо трака за мерење температуре намотаја ротора синхроног генератора огледа се у чињеници што су траке постојане до девет месеци (након овог периода се одлепе) и што је неопходно зауставити генератор како би се извршило читавање температуре са залепљених трака. Из ових разлога њихова примена је ограничена евентуално на потребе испитивања. Пример изгледа термо траке приказан је на слици 2.12.



Слика 2.12: Изглед термо трака за мерење температуре

На основу детаљног прегледа литературе стечен је увид у начине мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора и предности и мане појединих метода. Индиректна метода је опште прихваћена, део је важећих стандарда и техничких препорука. Њеном применом могуће је одредити средњу вредност температуре, не и максималну, али посебну пажњу треба посветити мерењу напона на намотају ротора уколико се жели постићи задовољавајућа тачност. С друге стране директно мерење температуре намотаја ротора је значајно мање присутно у пракси и захтева постављање додатних сензора за мерење температуре. Потребно је обезбедити напајање целог мерног система и поуздан пренос информација о измереним вредностима температуре са постављених сензора на ротору који се обрће. Тачност мерења температуре зависи од начина постављања сензора: сензор треба да има што бољи термички контакт са површином намотаја ротора на коју је постављен, али истовремено треба да је што мање изложен утицајима амбијента и струји расхладног флуида намотаја ротора. Из тог разлога сензоре је потребно залепити специјалним лепковима који имају велике вредности коефицијента топлотне проводљивости и чије се карактеристике не мењају у очекиваном мерном опсегу температуре. Лепкови морају бити и довољно постојани како би издржали велике центрифугалне силе које се јављају приликом обртања ротора и како не би дошло до одлепљивања сензора. Морају поседовати и одлична изолациона својства како би елиминисали могућност кратког споја између проводника самог сензора. Њихову широку примену ограничава и даље висока цена [46]. Још један проблем код директног мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора представља чињеница да се температурни сензори постављају на површину намотаја тј. на изолацију. На тај начин мери се температура површине намотаја тј. изолације а не бакра. На контакту бакар-изолација јавља се пад температуре који уноси грешку у мерењу температуре бакра намотаја, а према [11] може износити чак 20°C .

Развијање термичких модела за естимацију и предикцију комплетног термичког стања намотаја ротора хидрогенератора значајно би унапредило температурни мониторинг ротора и повећало сигурност и поузданост рада хидрогенератора.

3 РАЗВОЈ ТЕРМИЧКОГ МОДЕЛА НАМОТАЈА РОТОРА ХИДРОГЕНЕРАТОРА ЗА ПОТРЕБЕ ЕСТИМАЦИЈЕ И ПРЕДИКЦИЈЕ ТЕРМИЧКОГ СТАЊА РОТОРА

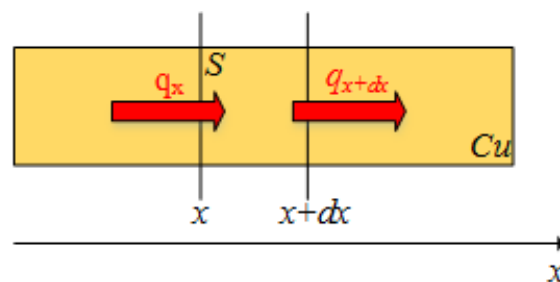
У овом поглављу развијен је спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора који омогућава добијање комплетне термичке слике намотаја. У наставку развијен је алгоритам за одређивање температуре сваке тачке намотаја ротора решавањем развијеног спрегнутог модела. На овај начин могуће је естимирати расположиви термички капацитет ротора и анализирати могућности краткотрајног електричног преоптерећења хидрогенератора. На крају поглавља развијен је алгоритам за адаптивно подешавање лимитера максималне струје побуде (ротора) у циљу искоришћења динамичких реактивних резерви према расположивом термичком капацитету ротора хидрогенератора.

3.1 Полазно теоријско разматрање за развој термичког модела намотаја ротора хидрогенератора

Пре детаљног описа развијеног термичког модела намотаја ротора хидрогенератора приказано је кратко теоријско разматрање коришћено у развијању модела. Посматра се бакарна трака намотаја ротора, слика 3.1, кроз коју тече једносмерна побудна струја тј. струја ротора. Ако је q_x специфични топлотни проток тј. снага по јединици површине на месту x , а q_{x+dx} специфични топлотни проток на месту $x+dx$, онда се може написати:

$$q_x S dt - q_{x+dx} S dt + q_v S dx dt = dV \rho c_v d\vartheta \quad (3.1)$$

где је S попречни пресек бакарне траке, q_v унутрашњи извор топлотне снаге у јединици елементарне запремине ΔV услед постојања Џулових губитака снаге у намотају ротора, ρ густина материјала тј. бакра од којег је направљена трака и c_v специфични топлотни капацитет бакра.



Слика 3.1: Простирање топлоте кондукцијом кроз бакарну траку намотаја ротора

Развојем у Тејлоров ред, занемарујући више чланове реда, и уз познавање:

$$q_x = -\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \quad (3.2)$$

где је λ коефицијент провођења топлоте, добија се дифузиона једначина провођења топлоте кроз бакарну траку намотаја ротора [48]:

$$\frac{\partial \vartheta(x, t)}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c_v} \frac{\partial^2 \vartheta(x, t)}{\partial x^2} + \frac{q_v}{\rho c_v} \quad (3.3)$$

Једначина (3.3) може се генерализовати на три димензије у Декартовим координатама:

$$\frac{\partial \vartheta(x, y, z, t)}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c_v} \left[\frac{\partial^2 \vartheta(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta(x, y, z, t)}{\partial z^2} \right] + \frac{q_v}{\rho c_v} \quad (3.4)$$

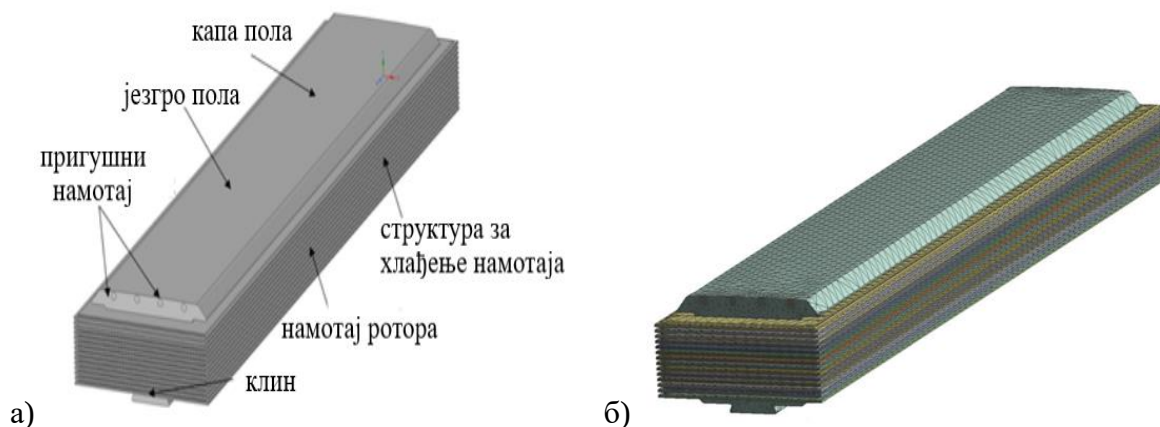
Једначина (3.4) представља основну парцијалну диференцијалну једначину која се надаље користи у развијању термичког модела намотаја ротора хидрогенератора, њеном дискретизацијом помоћу метода коначних разлика. Поред ње, користе се одговарајуће једначине из поглавља 2.2 о начинима простирања топлоте у зависности од услова хлађења и начина простирања топлоте.

3.2 Спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора синхроног генератора са истакнутим половима развијен применом метода коначних разлика

Термички модел намотаја ротора синхроног генератора са истакнутим половима (хидрогенератора) развијен је у циљу добијања комплетне термичке слике тј. одређивања свих локалних температура намотаја ротора. Да би се ово постигло неопходно је намотај ротора поделити на довољно мале топлотне елементе чије су просторне координате јасно дефинисане. Термички модел, генерисан на овај начин, омогућава добијање графика промене температура дуж појединих оса као и једноставно одређивање температуре најтоплије тачке намотаја ротора (енгл. *hot spot*).

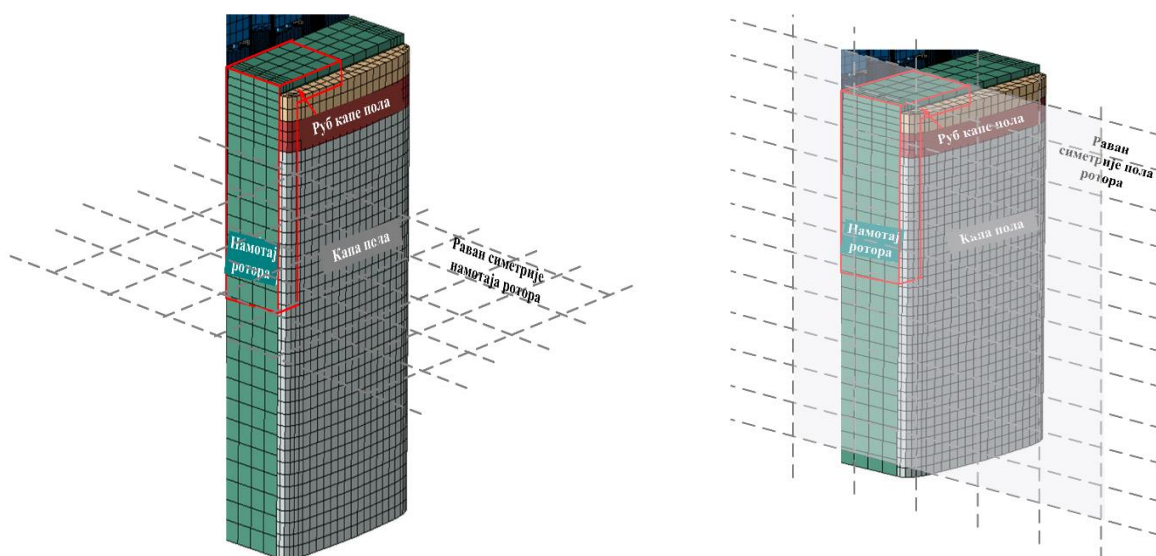
У циљу тачног прорачуна термичког напрезања намотаја ротора неопходно је да се разумно поједностави домен решења температурног поља ротора. Из тог разлога успостављен је модел за један пол ротора, приказан на слици 3.2, уз усвајање следећих претпоставки:

- Прорачунски модел се развија за један пол ротора хидрогенератора с обзиром на то да су сви полови ротора, као и путање тока расхладног ваздуха, симетрични.
- Узимају се средње вредности температуре расхладног ваздуха на приветринској (страна пола ротора на коју наилази расхладни ваздух приликом обртања ротора) и заветринској страни намотаја ротора. У развијеном моделу усвојено је да су оне међусобно једнаке и да одговарају средњој вредности.
- Изолација намотаја ротора реалног хидрогенератора је позната као и вредност коефицијента термичке проводности изолације. Врста примењене изолације наведена је у техничкој документацији хидрогенератора.
- Коефицијент термичке проводности изолације између намотаја и језгра пола ротора је дефинисан на основу примењене изолације која је такође наведена у техничкој документацији генератора.
- Због постојања симетрије, намотај једног пола ротора може се представити само једном својом четвртином.

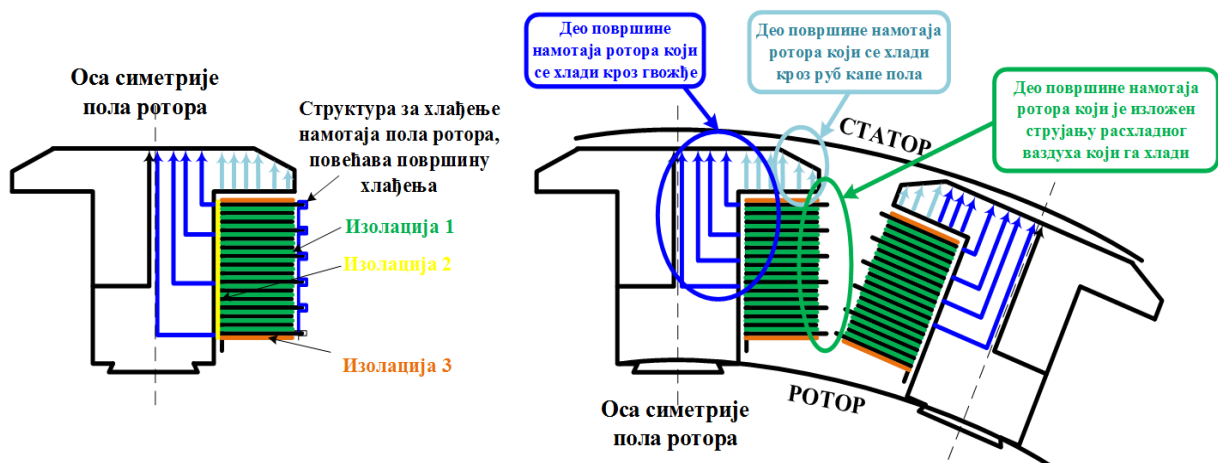


Слика 3.2: (а) изглед једног пола ротора са основним елементима, (б) распоред основних топлотних елемената једног пола ротора

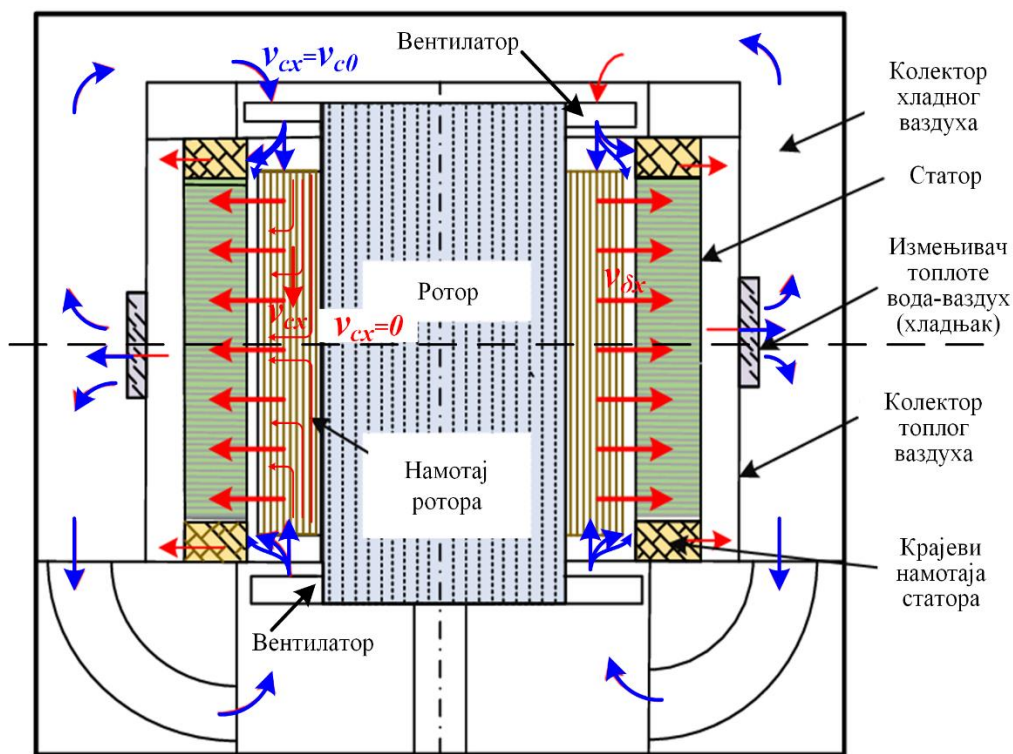
Приликом дефинисања основног топлотног елемента (чвора) термичке мреже намотаја ротора хидрогенератора посматра се једна четвртина намотаја ротора, због постојања очигледне симетрије при одвођењу топлоте са површине самог намотаја, слика 3.3.. Посматрајући једну четвртину намотаја једног пола ротора уочава се да је део површине намотаја изложен струјању расхладног ваздуха, део намотаја се хлади кроз гвожђе пола ротора и трећи део намотаја је притиснут рубом капе пола ротора. Такође, сматра се да се на половини аксијалне висине пола ротора, услед постојања симетрије, налази раван термичке симетрије и да кроз њу нема токова топлоте. Ова претпоставка је усвојена из разлога симетрије протикања термичког флукса. Усвојено је и да је ток топлоте према вратилу (телу) ротора занемарив. Илустрација токова топлоте кроз конструктивне елементе једног пола ротора ка расхладном флуиду (у овом случају ваздуху) приказана је на слици 3.4 док је на слици 3.5 приказана шема вентилације тј. илустрација тока расхладног ваздуха у посматраном хидрогенератору.



Слика 3.3: Приказ термичке симетрије једне четвртине намотаја једног пола ротора. Црвеним границама истакнут је део намотаја пола ротора од интереса

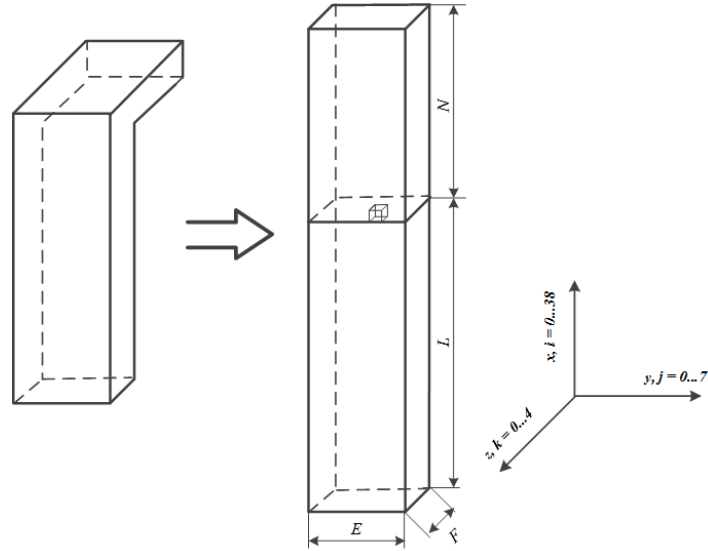


Слика 3.4: Приказ струјања топлоте кроз конструктивне елементе једног пола ротора ка расхладном флуиду (ваздуху)

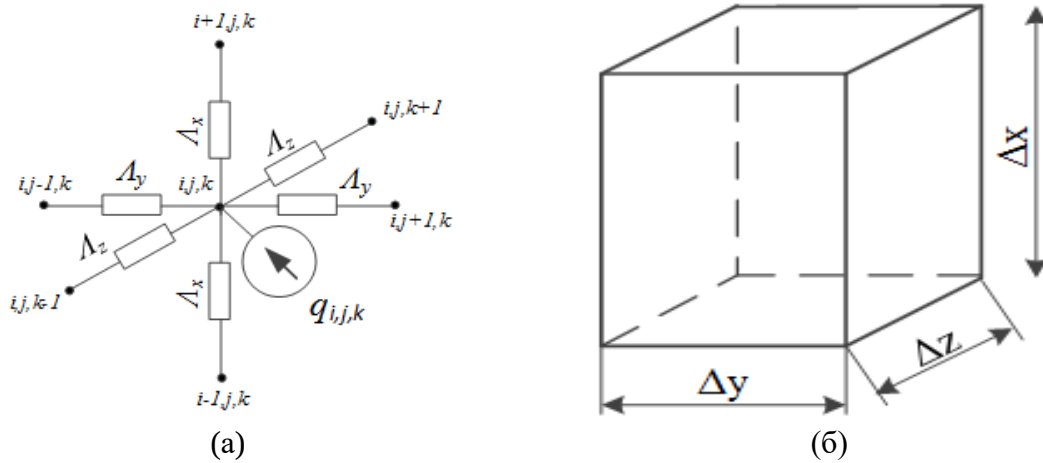


Слика 3.5: Илустација тока расхладног ваздуха у посматраном хидрогенератору

Дискретизација односно подела на мале топлотне елементе тј. чворове термичке мреже намотаја ротора врши се на такав начин да се четвртина намотаја ротора најпре визуелно исправи, као што је приказано на слици 3.6, а затим се подели на елементарне изворе топлоте $q_{i,j,k}$ међусобно повезане елементарним топлотним проводностима са суседним елементима, као што је приказано на слици 3.7а. Приликом визуелног исправљања димензије добијеног квадра прилагођене су средњим вредностима, а на основу димензија преузетих из техничке документације произвођача хидрогенератора.



Слика 3.6: Шематски приказ четвртине намотаја једног пола ротора за потребе термичког моделовања намотаја ротора



Слика 3.7: Приказ основног елемента (чвора) термичког модела намотаја ротора

Димензије основног елемента у коме се ослобађа и који проводи топлоту су Δx , Δy и Δz , као што је и приказано на слици 3.7б. Број елементарних дужина дуж сваке осе дефинисан је на слици 3.6, а изабран је као компромисна процена оптималног броја једначина модела и дужине израчунавања. Димензије основног елемента одређене су са бројем елементарних целина на које је издељена четвртина намотаја једног пола ротора.

Одговарајући коефицијенти елементарних термичких проводности приказани су следећим изразима:

$$\Lambda_x = \frac{\Delta y \Delta z \lambda_{Cu}}{\Delta x} \quad (3.5)$$

$$\Lambda_y = \frac{\Delta x \Delta z \lambda_{Nomex-Cu}}{\Delta y} = \frac{\Delta x \Delta z \lambda_{ekv}}{\Delta y} \quad (3.6)$$

$$\Lambda_z = \frac{\Delta y \Delta x \lambda_{Cu}}{\Delta z} \quad (3.7)$$

У изразима (3.5)-(3.7) коефицијент термичке проводности бабра, дуж x -осе и z -осе, узима вредност $\lambda_{Cu}=398 \text{ W/mK}$. Генерално, коефицијент термичке проводности бабра је температурно зависан, и то на начин да се смањује са порастом температуре бабра. У овом разматрању усвојена је претпоставка да је вредност коефицијента термичке проводности бабра константна у опсегу температура од интереса, што је оправдана апроксимација имајући у виду веома малу промену овог коефицијента у радном опсегу промене температуре бабра намотаја ротора. Дуж y -осе налазе се наизменично сложени слојеви бабра намотаја ротора дебљине d_{Cu} и слојеви међузавојне Nomax изолације дебљине d_{Nomax} и коефицијента термичке проводности $\lambda_{Nomax}=0,157 \text{ W/mK}$, према декларацији произвођача генератора. Сада је неопходно одредити еквивалентни коефицијент λ_{ekv} ове структуре дуж y -осе. Анализа се заснива на сабирању термичких отпора елемената истог попречног пресека. Дакле, може се написати следеће, према једначини (2.8) из поглавља 2.2:

$$R_{th_ekv} = R_{th_Cu} + R_{th_Nomex}$$

$$\frac{d_{ekv}}{\lambda_{ekv}S} = \frac{d_{Cu}}{\lambda_{Cu}S} + \frac{d_{Nomex}}{\lambda_{Nomex}S} \quad (3.8)$$

На основу израза (3.8) може се одредити еквивалентни коефицијент термичке проводности дуж y -осе λ_{ekv} , што значи да је термичка средина са којом еквивалентирамо посматрану четвртину намотаја пола ротора анизотропна.

Температура једног основног елемента тј. чвора $\vartheta_{i,j,k}$ еквивалентне термичке мреже намотаја ротора може се израчунати применом следеће формуле, на основу слике 3.7а:

$$\vartheta_{i,j,k} = \frac{(\vartheta_{i+1,j,k} + \vartheta_{i-1,j,k})\Lambda_x + (\vartheta_{i,j+1,k} + \vartheta_{i,j-1,k})\Lambda_y + (\vartheta_{i,j,k+1} + \vartheta_{i,j,k-1})\Lambda_z + q_{i,j,k}}{2\Lambda_x + 2\Lambda_y + 2\Lambda_z} \quad (3.9)$$

Једначина (3.9) написана је користећи физичку аналогију између напона и температура чворова односно токова топлоте и једносмерних струја, уз употребу добро познатог метода потенцијала чворова за решавање електричних кола [74], [48]. Температура основног елемента одређена је збиром топлотних токова који улазе у посматрани елемент $q_{i,j,k}$ и који се одводе према суседним елементима у сва три правца (дуж x , y и z -осе), $(\vartheta_{i+1,j,k} + \vartheta_{i-1,j,k})\Lambda_x$, $(\vartheta_{i,j+1,k} + \vartheta_{i,j-1,k})\Lambda_y$ и $(\vartheta_{i,j,k+1} + \vartheta_{i,j,k-1})\Lambda_z$.

Развијени термички модел намотаја ротора хидрогенератора састоји се од $(i+1)(j+1)(k+1)$ једначина којима моделујемо термички устаљени процес. У моделу су нам познате вредности коефицијента термичких проводности Λ_x , Λ_y и Λ_z основног елемента у сва три правца усвојеног координатног система, слика 3.6.

Посматрајући један чвор у развијеној термичкој мрежи намотаја једног пола ротора, његова температура зависи од извора топлоте али и од температуре свих осталих суседних чворова дуж све три осе, узимајући у обзир граничне услове тамо где је потребно. Температуре чворова се израчунавају итеративним решавањем *Gauss-Seidel*-овом методом $(i+1)(j+1)(k+1)$ једначина, [75]. Улази у поступак су осим коефицијената елементарних термичких проводности и дистрибуирани извори топлоте услед постојања Џулових губитака снаге. Величина губитака зависи од вредности јачине електричног поља чија се вредност мења дуж координата намотаја и потребно га је израчунати.

3.2.1 Дистрибуирани извор топлоте у намотају пола ротора услед Џулових губитака снаге

Извор топлоте као последица Џулових губитака снаге у једном чвору термичке мреже намотаја пола ротора је физички аналоган извору једносмерне струје, па је једначина која описује инјектовану количину топлоте у елементарну запремину $\Delta V = \Delta x \Delta y \Delta z$, услед тока једносмерне струје ротора дата следећим изразом:

$$q_{i,j,k} = \Delta x \Delta y \Delta z \sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k}) E_{i,j,k}^2 \quad (3.10)$$

У једначини (3.10) $q_{i,j,k}$ је инјектована термичка снага у елементарну запремину ΔV , $\sigma_{i,j,k} = \sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k})$ је специфична електрична проводност елементарне запремине, $E_{i,j,k}$ је вредност локалне јачине електричног поља. Специфична електрична проводност $\sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k})$ зависи од локалне вредности температуре и та зависност дата је следећим изразом:

$$\sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k}) = \sigma_{i,j,k}(20^\circ\text{C}) \frac{235 + 20}{235 + \vartheta_{i,j,k}} \quad (3.11)$$

Познавајући зависност између густине струје и јачине електричног поља:

$$J_{i,j,k} = \sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k}) E_{i,j,k} \quad (3.12)$$

Једначина (3.10) се може написати и у следећем облику:

$$q_{i,j,k} = \Delta x \Delta y \Delta z \frac{J_{i,j,k}^2}{\sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k})} \quad (3.13)$$

где је $J_{i,j,k}$ локална вредност густине једносмерне струје која протиче кроз намотај ротора (струје побуде), а $E_{i,j,k}$ је вредност локалне јачине електричног поља која се израчунава за сваки чвор термичке мреже намотаја пола ротора и која такође зависи од температуре преко температурне зависности електричне проводности $\sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k})$ дате једначином (3.11).

Вредности електричне проводности $\sigma_{i,j,k}(\vartheta_{i,j,k})$ у свим чворовима термичке мреже намотаја једног пола ротора поставе се пре термичког прорачуна на вредности које одговарају иницијално постављеним температурама извршавањем око 1000 Gauss-Seidel-ових итерација, при чему је потребан број извршених итерација утврђен нумеричким експериментом.

Овако израчунате иницијалне вредности електричних проводности потребно је кориговати за променљиве вредности електричног поља које се рачуна у следећем кораку, електричном моделу.

3.2.2 Развој електричног модела јачине електричног поља у намотају ротора

У једном елементарном чвору развијене термичке мреже намотаја ротора, приказаном на слици 3.7б, дуж у-осе налази се приближно Nt бакарних трака побудног намотаја на ширини Δy . Ширина једне посматране траке, на основу произвођачке документације генератора, износи d_{Cu} . Сваки део једне бакарне траке, по висини, припада различитим елементарним чворовима термичке мреже тј. индекси i и j су исти док се индекс k мења.

Након завршеног првог пакета (пролаза) термичког прорачуна тј. извршења пакета од 1000 Gauss-Seidel-ових итерација потребно је одредити локалне вредности јачине електричног поља, које су усредњене по појединим елементима запремине, слика 3.7б.

Из тог разлога се рачуна укупна проводност бакарне траке $S\sigma_{i,j}$ за фиксне индексе i и j док се индекс k мења:

$$S\sigma_{i,j} = \sum_k \frac{d_{cu} \Delta z \sigma_{i,j,k}}{\Delta x} \quad (3.14)$$

Након тога израчунава се јачина електричног поља у посматраној бакарној траци намотаја пола ротора. Електрично поље у свим тачкама попречног пресека мора бити једнако због електричних граничних услова између проводних елемената (тангенцијалне компоненте поља E једнаке су на граничним површинама), [76], Такође, кроз посматрани попречни пресек протиче целокупна струја ротора тј. побуде I_f , па се може написати следећа једнакост:

$$E_{i,j} = \frac{I_f}{S\sigma_{i,j} \Delta x} \quad (3.15)$$

Како је електрично поље једнако по попречном пресеку, може се написати:

$$E_{i,j,k} = E_{i,j}, \text{ за } k = 0: k_{max} \quad (3.16)$$

Овако израчуната вредност јачине електричног поља користи се у формули (3.10) за прорачун дистрибуираних извора топлоте услед постојања Џулових губитака снаге у једном чвору развијене термичке мреже намотаја ротора хидрогенератора. На даље, израчунати дистрибуирани извори топлоте улазе у једначину (3.9) за прорачун температура елементарних чворова термичке мреже намотаја ротора. Тако израчунате температуре важе за све тачке термичке мреже осим тачака дицконтинуитета, на које је потребно применити граничне услове.

3.2.3 Гранични услови

Тачке дисконтинуитета се јављају на местима где елементарни чвор није окружен другим елементарним чворовима у свим правцима усвојеног координатног система. За граничне тачке по површини намотаја ротора дефинишу се посебни гранични услови:

- Адијабатски гранични услови,
- Хлађење кроз руб капе пола и
- Хлађење кроз гвоздено тело полног наставка до површине пола према ваздушном зазору.

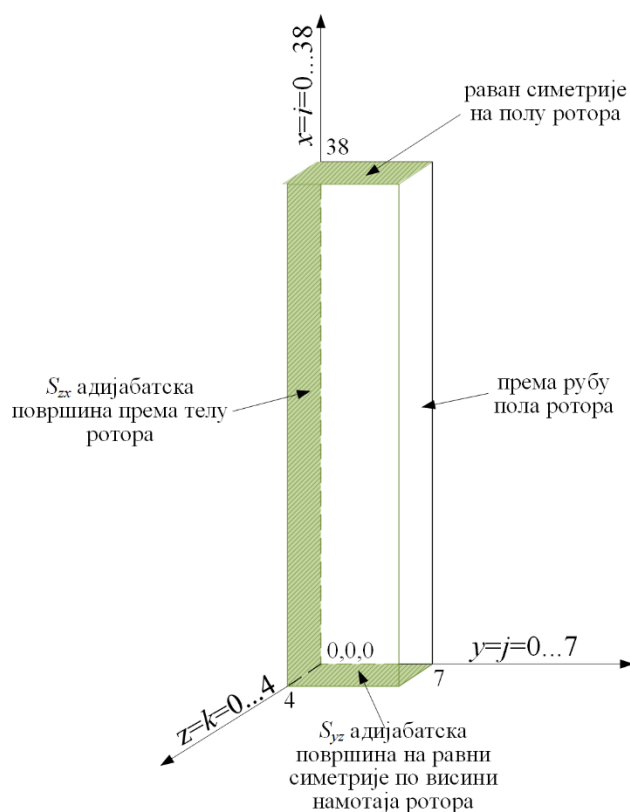
Они су у прорачуну дефинисани координатама тачака у којима се гранични услови појављују, $k_{imax}, j_{max}, k_{max}$. Температуре чворова термичке мреже на које се примењују гранични услови израчунавају се применом следеће формуле, при чему су сабирци формула различити од нуле само када координате посматраног чвора термичке мреже одговарају неком од граничних услова:

$$\begin{aligned}
\vartheta_{i,j,k,granični} = & \frac{q_{adijabatski\ granični\ uslovi} + q_{i,j,k} \cdot k_{imax,jmax,kmax}}{2\Lambda_x \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_y \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_z \cdot k_{imax,jmax,kmax}} \\
& - \frac{q_{Cu_vazduh}}{2\Lambda_x \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_y \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_z \cdot k_{imax,jmax,kmax}} \\
& - \frac{q_{rub\ polne\ kape\ i,jmax,k}}{2\Lambda_x \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_y \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_z \cdot k_{imax,jmax,kmax}} \\
& - \frac{q_{jezgra\ pola\ i\ polne\ kape\ bez\ ruba\ i,j,0}}{2\Lambda_x \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_y \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_z \cdot k_{imax,jmax,kmax}}
\end{aligned} \tag{3.17}$$

Једначина (3.17) настала је проширењем једначине (3.9) при чему се мењају начини одвођења топлоте и величина дистрибуираних извора топлоте. У зависности од координате бира се један од начина одвођења $q_{adijabatski\ granični\ uslovi} + q_{i,j,k}$, $q_{Cu_vazduh} + q_{rub\ pole\ kape\ i,jmax,k}$, $q_{jezgra\ pola\ i\ polne\ kape\ bez\ ruba\ i,j,0}$.

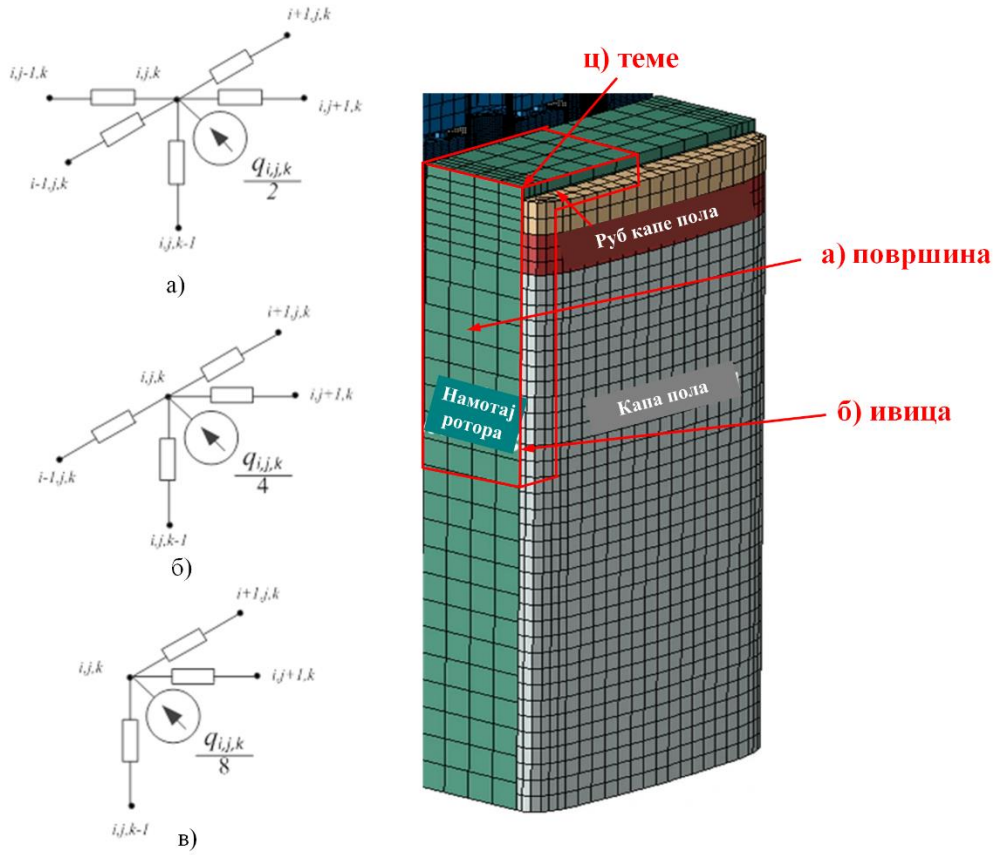
3.2.3.1 Адијабатски гранични услови

Адијабатски гранични услови $q_{adijabatski\ granični\ uslovi}$ представљају прекид тока топлоте односно идеалну топлотну изолацију. Другим речима, температуре околних суседних чворова термичке мреже намотаја ротора, које су одстрањене због прекида, се не урачунавају у збир производа електричне проводности и температура суседних окружујућих чворова. У развијеном термичком моделу они су примењени на половини аксијалне висине једног пола ротора, конкретно на површину S_{yz} , слика 3.8, пошто сигурно нема тока топлоте кроз средњи пресек из разлога симетрије. Адијабатски гранични услови су такође примењени на површину S_{zx} која је оријентисана према телу (вратилу) ротора хидрогенератора јер се сматра да је ток топлотног флукса тим путем занемарив, слика 3.8. Ова претпоставка заснована је на чињеници да су елементарне топлотно-проводне тубе гвожђа значајно дуже у поређењу са дужином топлотно-проводних елементарних туба које иду кроз рубове полне капе и кроз тело пола и полну капу ротора. На слици 3.8 означене су површине разматране четвртине намотаја пола ротора на које се примењују адијабатски гранични услови.



Слика 3.8: Означене површине четвртине намотаја пола ротора на које се примењују адијабатски гранични услови

На површини, на ивици и на самом ћошку четвртине намотаја пола ротора редуковане су вредности локално генерисане количине топлоте услед тока струје ротора, као што је приказано на слици 3.9. Наиме, на површини, на ивици и на ћошку четвртине намотаја пола ротора се одсецају топлотне проводности (делови Λ_x , Λ_y и Λ_z) у правцу у којем се наилази на топлотну изолацију (адијабатску граничну површину), па је потребно прерачунати $\Lambda_{x_x\max}$, $\Lambda_{y_y\max}$ и $\Lambda_{z_z\max}$.



Слика 3.9: Изглед термичких међувеза елементарног чвора са суседним чворовима термичке мреже намотаја ротора у случају чвора који се налази на: (а) површини намотаја ротора, (б) ивици намотаја ротора, (в) темену намотаја ротора

Адијабатски гранични услови рачунају се за одговарајуће граничне чворове применом следеће формуле, где је свака температура још помножена са коефицијентом постојања посматране тачке термичке мреже, који може бити 0 или 1, ако је активан адијабатски гранични услов:

$$\begin{aligned}
 Q_{adijabatski \text{ granični uslovi}} &= (\vartheta_{i+1,j,k} + \vartheta_{i-1,j,k})\Lambda_{x_imax} + (\vartheta_{i,j+1,k} + \vartheta_{i,j-1,k})\Lambda_{y_jmax} \\
 &+ (\vartheta_{i,j,k+1} + \vartheta_{i,j,k-1})\Lambda_{z_zmax} + q_{i,j,k} \cdot k_{imax,jmax,kmax}
 \end{aligned} \quad (3.18)$$

Редуковане вредности локално генерисане количине топлоте услед тока струје ротора, као што је приказано на слици 3.9, рачунају се множењем почетне вредности топлотног тока коефицијентом $k_{imax,jmax,kmax}$ који при достизању одговарајуће координате (i_{max} , j_{max} или k_{max}) узима одговарајућу вредност.

3.2.3.2 Хлађење расхладним ваздухом по површини бакра намотаја ротора

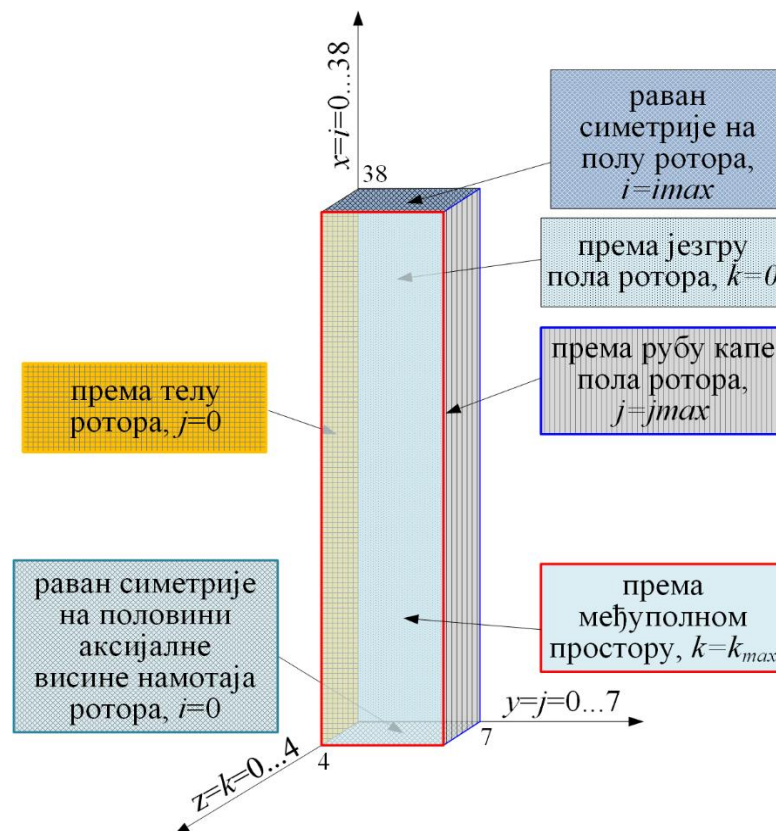
Гранични услови ове врсте примењују се на оне чворове развијене термичке мреже намотаја пола ротора са индексима за које постоји директан контакт чвора са расхладним ваздухом. Одата количина топлоте на контакту бакар-ваздух може се израчунати из следеће формуле:

$$q_{Cu_vazduh} = \Delta x \Delta y (\vartheta_{i,j,k_max} - \vartheta_{i,j,k_vaza}) \alpha_{Cu_vazduh,k_max} \quad (3.19)$$

где је: $\vartheta_{i,j,k_{max}}$ температура чвора термичке мреже на који се примењује овај гранични услов (који је у директној вези са расхладним ваздухом), $\vartheta_{i,j,k_{vazd}}$ температура расхладног ваздуха који односи топлоту конвекцијом са посматраног чвора термичке мреже и $\alpha_{Cu_vazduh,k_{max}}$ локални површински коефицијент преноса топлоте конвекцијом. Овај коефицијент преноса топлоте није константан јер интензитет хлађења зависи од брзине струјања расхладног ваздуха изнад саме површине намотаја пола ротора. На слици 3.10 приказане су карактеристичне расхладне површине моделоване једне четвртине намотаја пола ротора. Сама површина намотаја пола ротора окренута према расхладном ваздуху моделује се помоћу еквивалентне термичке елементарне проводности која је једнака:

$$\Delta x \Delta y \alpha_x(i, j) = \Delta x \Delta y \alpha_x(i) \quad (3.20)$$

Сматра се да се вредност локалног коефицијента форсиране конвекције топлоте α_x мења само дуж намотаја пола ротора (дуж x -осе координатног система), а не и попреко (дуж y -осе), у апроксимацији која се примењује.



Слика 3.10: Приказ карактеристичних расхладних површина моделоване једне четвртине намотаја пола ротора хидрогенератора

Хлађење расхладним ваздухом по површини бакра намотаја пола ротора, при чему се урачунава и површина N_i завојака намотаја пола ротора који су истакнути за d_i у односу на остале, а према техничким цртежима произвођача хидрогенератора, слика 3.4, врши се множењем елементарних спољних површина намотаја ротора које су окренуте према расхладном ваздуху ($S_{xy} = \Delta x \Delta y$) са локалном вредношћу коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом. У прорачуну су у обзир узети и термички утицај изолације, као и њена дебљина. Локални (дуж x -осе) *Nusselt*-ов број одређује се према [48]:

$$N_{ux} = \frac{\alpha_x x}{\lambda} = \frac{0,3387 P_r^{\frac{1}{3}} R_{ex}^{\frac{1}{2}}}{\left[1 + \left(\frac{0,0468}{P_r} \right)^{\frac{2}{3}} \right]^{\frac{1}{4}}} \quad (3.21)$$

где се локални *Reynolds*-ов број R_{ex} и *Prandtl*-ов број P_r дефинишу као:

$$R_{ex} = \frac{v_x x}{\nu} \quad (3.22)$$

$$P_r = \frac{\rho c_p \nu}{k}$$

где су: ν брзина струјања ваздуха изражена у m/s, ν кинематичка вискозност ваздуха изражена у m²/s, ρ густина ваздуха изражена у kg/m³, c_p специфични топлотни капацитет ваздуха изражен у J/kg°C и λ коефицијент топлотне проводности ваздуха изражен у W/m°C.

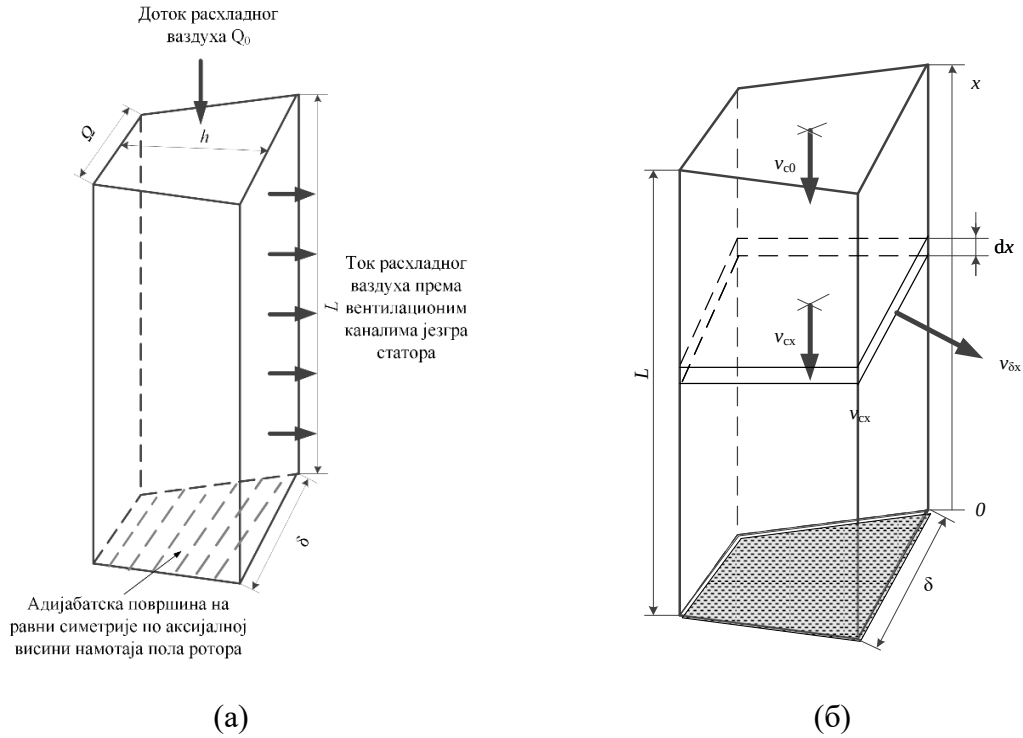
Ако се унесу вредности наведених параметара ваздуха за средњу вредност температуре ваздуха унутар генератора од 40°C, што одговара реалним условима у погону хидрогенератора, једноставним комбиновањем једначина (3.21) и (3.22) добија се израз за израчунавање локалног површинског коефицијента форсиране конвекције:

$$\alpha_x = 1,86 \sqrt{\frac{v_x}{x}} \quad (3.23)$$

На основу једнакости (3.23) закључује се да се може сматрати да локални површински коефицијент преноса топлоте конвекцијом α_{Cu_vazduh,k_max} доминантно зависи од брзине струјања расхладног ваздуха изнад посматраног чвора термичке мреже намотаја пола ротора са x координатом. Из тог разлога неопходно је одредити брзину струјања расхладног ваздуха у међуполном простору између два пола ротора генератора.

3.2.3.3 Одређивање брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору ротора

На слици 3.11а приказан је међуполни простор између два пола ротора синхроног генератора са истакнутим половима (хидрогенератора). Међуполни простор је апроксимиран призмом трапезне основе. Димензије призме одређене су на основу произвођачке техничке документације ротора генератора, слика 3.11а. Доња база призме је затворена и кроз њу не може да струји расхладни ваздух јер се ту сударају горња и доња струја расхладног ваздуха. Доња база призме одговара половини аксијалне висине једног пола. Горња база призме је отворена и кроз њу улази аксијални ток расхладног ваздуха. Шири бочна страна, која се ослања на дужу основицу трапеза базе, представља површину кроз коју отиче расхладни ваздух према вентилационим каналима језгра статора.



Слика 3.11: а) Скица међуполног простора између два пола ротора генератора са истакнутим половима и главни токови расхладног ваздуха, б) брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору

Ако се x -оса оријентише као што је означено као на слици 3.11б, промена статичког притиска H_x у правцу x -осе може се одредити из следећег израза:

$$H_x = \frac{\rho}{2} v_{\delta x}^2 \quad (3.24)$$

где је: ρ густина расхладног ваздуха на радној температури, која се сматра константном у току овог разматрања, а $v_{\delta x}$ радијална компонента брзине струјања расхладног ваздуха на растојању x од почетка координатне осе. Такође, сматра се да се ваздух понаша као некомп्रेसибилни флуид у домену посматраних брзина и притисака. Промена статичког притиска на елементарној дужини dx , приказаној на слици 3.11б, уз занемарење губитка притиска због трења, може се представити следећим изразом:

$$dH_x = -\frac{\rho}{2} d(v_{cx}^2) \quad (3.25)$$

где је v_{cx} аксијална компонента брзине струјања расхладног ваздуха. У изразу (3.25) знак минус означава да са порастом динамичког притиска статички притисак опада. Експерименти [77] показују да се у већини случајева губици притиска због трења могу занемарити у односу на динамички притисак. Једначинама (3.24) и (3.25) треба прикључити и једначину континуитета тј. непроменљивости количине расхладног ваздуха:

$$Sd(v_{cx}) = \delta v_{\delta x} dx \quad (3.26)$$

где је S попречни пресек међуполног простора, а δ величина дуже основице призме, слика 3.11а. Решавањем израза (3.24)-(3.26), добија се према [77] следеће:

$$v_{cx} = \frac{v_{c0}}{\sin\left(\frac{\delta L}{S}\right)} \sin\left(\frac{\delta x}{S}\right) \quad (3.27)$$

$$v_{\delta x} = \frac{v_{co}}{\sin\left(\frac{\delta L}{S}\right)} \cos\left(\frac{\delta x}{S}\right) \quad (3.28)$$

где је v_{co} брзина струјања расхладног ваздуха на улазу у међуполни простор. У случају генератора са истакнутим половима израз (3.27) редукује се у линеарну зависност док се израз (3.28) редукује на константну вредност. Доказ усвојене претпоставке дат је у Прилогу 1.

Овако израчуната брзина струјања расхладног ваздуха омогућава израчунавање α_x , у једначини (3.23) и потом q_{Cu_vazduh} у једначини (3.19).

3.2.3.4 Хлађење кроз руб капе пола ротора

Хлађење кроз руб капе пола ротора расхладним ваздухом у ваздушном зазору генератора тј. трећи члан у једначини (3.17), описује се помоћу усредњеног коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом α_{Fe_vazduh} . Вредност овог коефицијента одређена је као средња вредност узимајући у обзир промене вредности брзине струјања расхладног ваздуха дуж x-осе, примењујући израз (3.23).

Сам руб полне капе моделован је елементарним топлотним проводницима који по попречном пресеку одговарају елементарним површинама намотаја пола ротора са којих полазе, а дужина им одговара средњој дебљини руба полне капе. Може се израчунати средња дужина елементарног топлотног проводника за ток топлотног флуksа кроз руб полне капе $l_{srednje}$ на основу техничких цртежа из произвођачке документације генератора у циљу поједностављења рачуна. У прорачуну је потребно узети у обзир и термички утицај унутрашње изолације и њену дебљину.

Како је показано у [43], [78], [79], [80] вредност коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом зависи од брзине струјања расхладног ваздуха изнад саме површине пола и разликује се на приветринском и заветринском делу полне капе. У анализи надаље, ради упрошћења, користи се средња вредност коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом која износи α_{Fe_Vazduh} за сваку тачку на рубу полне капе пола ротора.

Одата количина топлоте кроз руб капе пола ротора $q_{rub\ kape\ pola\ i,jmax,k}$ може се израчунати из следећег израза:

$$q_{rub\ kape\ pola\ i,jmax,k} = (\vartheta_{i,jmax,k} - \vartheta_{i,jmax+1,k}) \Lambda_{jezgra\ ruba\ polne\ kape} \quad (3.29)$$

где се $\Lambda_{jezgra\ ruba\ polne\ kape}$ рачуна аналогно као у (3.8):

$$\Lambda_{jezgra\ ruba\ polne\ kape} = \frac{\Delta x \Delta z}{\frac{d_{izol_sloj\ 1}}{\lambda_{izol_sloj\ 1}} + \frac{d_{izol_sloj\ 2}}{\lambda_{izol_sloj\ 2}} + \frac{d_{ruba\ polne\ kape\ srednje}}{\lambda_{Fe}} + \frac{1}{\alpha_{Fe_Vazduh}}} \quad (3.30)$$

где се $d_{ruba\ polne\ kape\ srednje}$ израчунава као средња дужина елементарног топлотног проводника кроз стуб пола и константна дужина кроз капу пола без руба, као што је приказано на слици 3.12, вредности за чланове облика $\frac{d_{izol_sloj\ i}}{\lambda_{izol_sloj\ i}}$ преузети из техничке документације генератора где су доступни.

Сада се температура чвора термичке мреже на који се односи овај гранични услов може израчунати као, према формули (3.9):

$$\vartheta_{i,j,k} = \frac{(\vartheta_{i+1,j,k} + \vartheta_{i-1,j,k})\Lambda_x + (\vartheta_{i,j+1,k} + \vartheta_{i,j-1,k})\Lambda_y + (\vartheta_{i,j,k+1} + \vartheta_{i,j,k-1})\Lambda_z + q_{i,j,k+1}}{2\Lambda_x \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_y \cdot k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_z \cdot k_{imax,jmax,kmax}} \quad (3.31)$$

где су:

- $d_{izol_sloj\ 1}$ и $d_{izol_sloj\ 2}$ - дебљине слоја изолације, дефинисане у техничким подлогама генератора,
- $\lambda_{izol_sloj\ 1}$ и $\lambda_{izol_sloj\ 2}$ - коефицијенти термичке проводности изолационих материјала, дефинисани у техничким подлогама генератора,
- $d_{rub\ polne\ kape\ srednje}$ - средња дужина елементарног топлотног проводника кроз руб полне капе, израчунава се на основу геометрије генератора,
- λ_{Fe} - коефицијент термичке проводности гвожђа,
- α_{Fe_vazduh} - површински коефицијент преноса топлоте форсираном конвекцијом на додирној површини бакар-ваздух.

3.2.3.5 Хлађење кроз тело полног наставка до површине пола ротора према ваздушном зазору

Хлађење кроз гвоздено тело полног наставка до површине пола ротора према ваздушном зазору расхладним ваздухом, уз примену усредњавања израза (3.23) на укупној површини полне капе без руба полне капе, описује се помоћу усредњеног коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом α_{Fe_Vazduh} .

Пол и полна капа моделовани су елементарним топлотним проводницима који по попречном пресеку одговарају елементарним површинама намотаја пола ротора са којих полазе, а дужина им одговара исправљеној дужини од пола до ваздушног зазора. Такође, у прорачуну се узима у обзир термички утицај унутрашње изолације и њена дебљина, као што је приказано на слици 3.12.

Одата количина топлоте кроз језгро пола и полне капе без руба може се израчунати из следећег израза:

$$Q_{jezgra\ pola\ i\ polne\ kape\ bez\ ruba\ i,j,0} = (\vartheta_{i,j,0} - \vartheta_{i,jmax+1,0})\Lambda_{jezgra\ ruba\ polne\ kape} \quad (3.32)$$

где се $\Lambda_{jezgra\ ruba\ polne\ kape}$ рачуна помоћу (3.33):

$$\Lambda_{jezgra\ pola\ i\ polne\ kape\ bez\ ruba} = \frac{\Delta x \Delta y}{\frac{d_{izol_sloj\ 1}}{\lambda_{izol_sloj\ 1}} + \frac{d_{izol_sloj\ 2}}{\lambda_{izol_sloj\ 2}} + \frac{d_{jezgra\ pola\ (i,j)}}{\lambda_{Fe}} + \frac{1}{\alpha_{Fe_Vazduh}}} \quad (3.33)$$

где је $d_{jezgra\ pola\ (i,j)}$ средња дужина елементарног топлотног проводника кроз тело полног наставка до површине пола ротора.

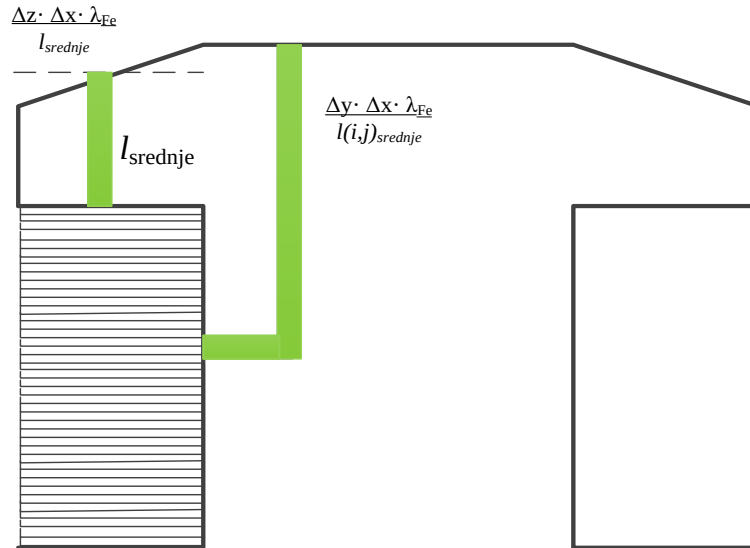
Сада се температура чвора термичке мреже на који се односи овај гранични услов може израчунати као:

$$\vartheta_{i,j,k} = \frac{(\vartheta_{i+1,j,k} + \vartheta_{i-1,j,k})\Lambda_x + (\vartheta_{i,j+1,k} + \vartheta_{i,j-1,k})\Lambda_y + (\vartheta_{i,j,k+1} + \vartheta_{i,j,k-1})\Lambda_z + q_{i,j,k+1}}{2\Lambda_x k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_y k_{imax,jmax,kmax} + 2\Lambda_z k_{imax,jmax,kmax}} \quad (3.34)$$

где су:

- $d_{izol_sloj\ 1}$ и $d_{izol_sloj\ 2}$ - дебљине слоја изолације, дефинисане у техничким подлогама генератора,

- $\lambda_{izol_sloj\ 1}$ и $\lambda_{izol_sloj\ 2}$ – коефицијенти термичке проводности изолационих материјала, дефинисани у техничким подлогама генератора,
- $d_{ruba\ polne\ kape\ srednje}$ – средња дужина елементарног топлотног проводника кроз руб полне капе, израчунава се на основу геометрије генератора,
- λ_{Fe} – коефицијент термичке проводности гвожђа,
- α_{Fe_vazduh} – површински коефицијент преноса топлоте форсираном конвекцијом на додирној површини бакар-ваздух.



Слика 3.12: Илустрација једног пола ротора са намотајем ротора и тубама топлотног флука кроз руб капе пола ротора и кроз гвоздено тело пола ротора

3.3 Алгоритам за одређивање температуре намотаја ротора хидрогенератора решавањем комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела

Алгоритам за одређивање температура намотаја ротора синхроног генератора са истакнутим половима решавањем спрегнутог термичког и електричног модела подељен је у неколико корака. Први корак је иницијализација односно постављање почетних услова и у оквиру њега се постављају и израчунавају сви неопходни параметри потребни за отпочињање и извршавање програма спрегнутог термичког и електричног модела. У оквиру њега се дефинишу димензије основног топлотног чвора на основу геометрије пола ротора, врши се прорачун брзине струјања расхладног ваздуха и коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом. Излаз из овог корака су иницијалне вредности електричне проводности и јачине електричног поља. Након завршеног првог корака улази се у други корак алгоритма у којем се извршава развијени електрични модел. Улаз у електрични модел су израчунате вредности температура свих чворова термичке мреже намотаја ротора $\vartheta_{i,j,k}$, а излаз вредности јачине електричног поља $E_{i,j,k}$ које одговарају тим температурама. У наредном кораку алгоритма извршава се развијени термички модел намотаја ротора синхроног генератора са истакнутим половима. У оквиру овог корака алгоритма израчунавају се температуре свих чворова термичке мреже намотаја ротора $\vartheta_{i,j,k}$, уз примену граничних услова тамо где је потребно. На излазу из термичког модела намотаја ротора су израчунате температуре свих чворова термичке мреже намотаја ротора $\vartheta_{i,j,k}$ и средња вредност температуре намотаја ротора $\vartheta_{f_avg_modela}$. На овом месту врши се поређење измерене средње вредности температуре намотаја ротора применом индиректне U-I методе $\vartheta_{f_avg_izmereno}$ и средње вредности која се добија као резултат завршеног термичког прорачуна $\vartheta_{f_avg_modela}$. Уколико је одступање веће од предефинисане вредности $\vartheta_{greške_dozvoljeno}$ неопходно је вратити се у други корак алгоритма тј. поново извршити прорачун вредности јачине електричног поља за израчунате температуре. Ове нове вредности јачине електричног поља на даље представљају улаз у термички модел. Кораци два и три алгоритма понављају се све док одступање измерене средње вредности температуре намотаја ротора применом индиректне U-I методе и средње вредности која се добија као резултат завршеног термичког прорачуна не постане довољно мало. Експерименталним путем је установљено да се довољно мало одступање постиже преко фиксног броја од 1000 итерација. Комплетан развијени алгоритам за одређивање температура намотаја ротора хидрогенератора решавањем спрегнутог термичко-електричног модела приказан је на слици 3.13.

Први корак алгоритма – ИНИЦИЈАЛИЗАЦИЈА

У оквиру првог корака алгоритма неопходно је дефинисати следеће параметре:

- Димензије основног топлотног елемента (чвора) термичке мреже намотаја ротора Δx , Δy и Δz на основу техничке документације генератора,
- Иницијалне (почетне) температуре чворова $\vartheta_{i,j,k}$ термичке мреже намотаја ротора,
- Иницијалне (почетне) температуре расхладног ваздуха у слојевима изнад бакарне структуре намотаја ротора,
- Извршити прорачун брзине струјања расхладног ваздуха (прилог П1),
- Извршити прорачун локалног коефицијента одвођења топлоте форсираном конвекцијом α_{Cu_vazduh,k_max} , а на основу претходно извршеног прорачуна брзине струјања расхладног ваздуха,

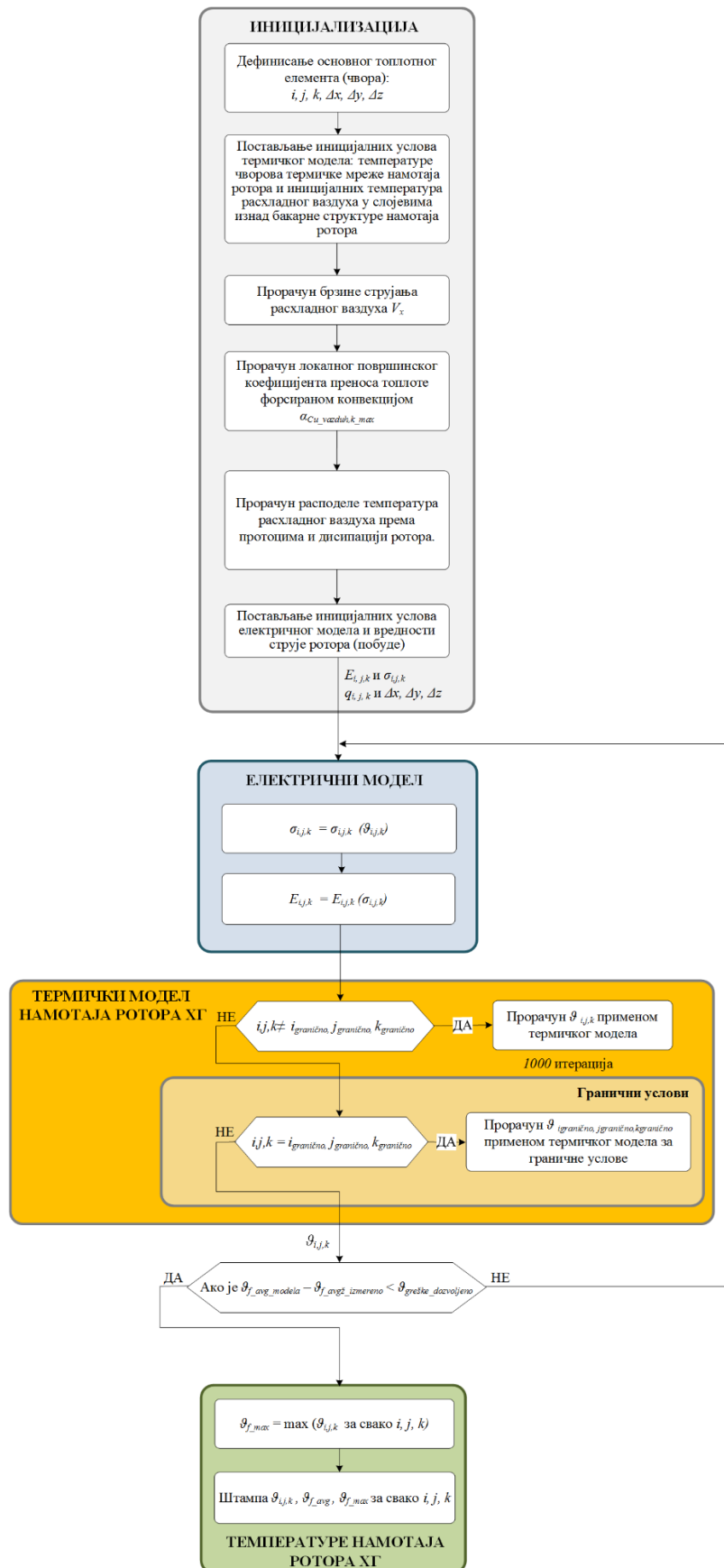
- Извршити прорачун почетне вредности јачине електричног поља на основу измерене вредности напона ротора.

Други корак алгоритма – ЕЛЕКТРИЧНИ МОДЕЛ

У оквиру другог корака алгоритма електрична проводност бакарне траке намотаја ротора $\sigma_{i,j,k}$ одређује се за сваку координату x , за израчунату вредност температуре и на основу ње се надаље одређује вредност јачине електричног поља $E_{i,j,k}$. Ова вредност је излаз из другог корака алгоритма и улази у трећи корак алгоритма тј. термички модел намотаја ротора хидрогенератора.

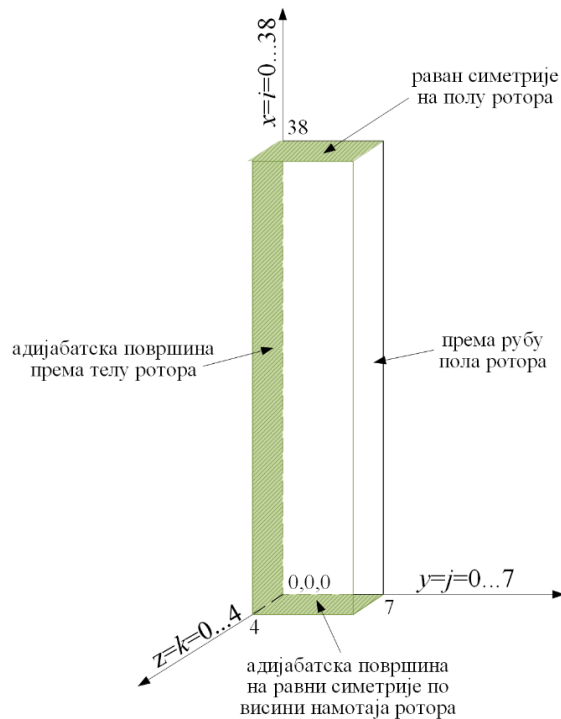
Трећи корак алгоритма – ТЕРМИЧКИ МОДЕЛ НАМОТАЈА РОТОРА ХИДРОГЕНЕРАТОРА

Ово је главни део алгоритма за одређивање температура свих елементарних чворова термичке мреже намотаја ротора $\vartheta_{i,j,k}$, решавањем развијеног термичког модела. Базиран је на итеративном решавању система од $(i+1) \times (j+1) \times (k+1)$ једначина Gauss-Siedel-овом методом. Сам прорачун се извршава у петљи, инкрементирањем индекса све три координате ($x=i, y=j, z=k$) усвојеног координатног система. Прорачун узима у обзир доведену количину топлоте у посматрани чвор термичке мреже који зависи од вредности јачине електричног поља и однешену количину топлоте према свим суседним чворовима све док координата посматраног чвора не достигне вредност 0 или $i_{max}, k_{max}, j_{max}$. У зависности од координата елементарног чвора примењују се одговарајући гранични услови.



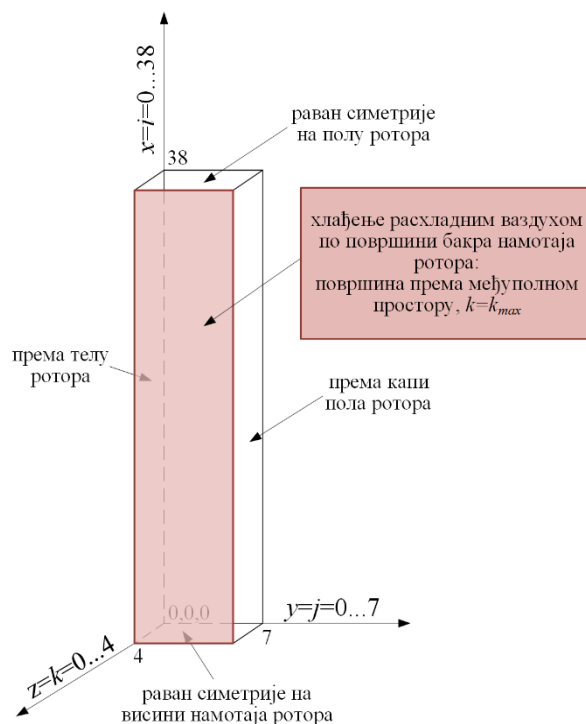
Слика 3.13: Алгоритам за одређивање температуре намотаја ротора хидрогенератора

Када координате основних чворова термичке мреже достигну следеће вредности ($i=0$ и $i=i_{max}$) и ($j,k \neq 0$ и $j,k \neq j_{max}, k_{max}$), за ($j=0$) и ($i,k \neq 0$ и $i,k \neq i_{max}, k_{max}$) тада се на њих примењују једначине дефинисане за адијабатске граничне услове (3.18) при којима се отсецају делови термичке мреже као и дотоци топлоте у зависности од тачне координате основног чвора. На слици 3.14 зеленом бојом су приказане површине намотаја ротора на које се примењују адијабатски гранични услови.



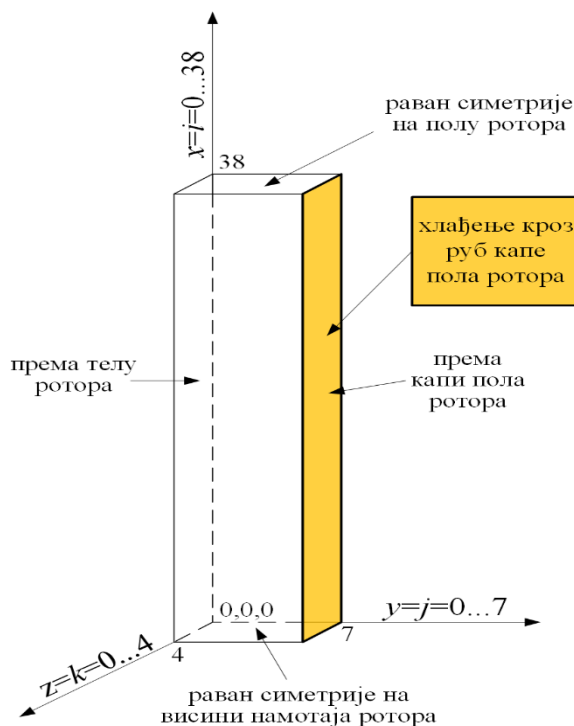
Слика 3.14: Зеленом бојом осенчене су површине намотаја ротора на које се примењују адијабатски гранични услови

За елементе термичке мреже код којих је $k = k_{max}$ за свако (i, j) , узимају се у обзир једначине дефинисане за услове хлађења по површини бакра намотаја ротора расхладним ваздухом (3.19). Како у изразу (3.19) фигурише локални површински коефицијент преноса топлоте форсираном конвекцијом, чија се вредност локално мења у зависности од промене вредности брзине струјања расхладног ваздуха дуж x -осе, он се израчунава у првом кораку алгоритма. На слици 3.15 приказане су површине намотаја ротора које се непосредно хладе расхладним ваздухом.



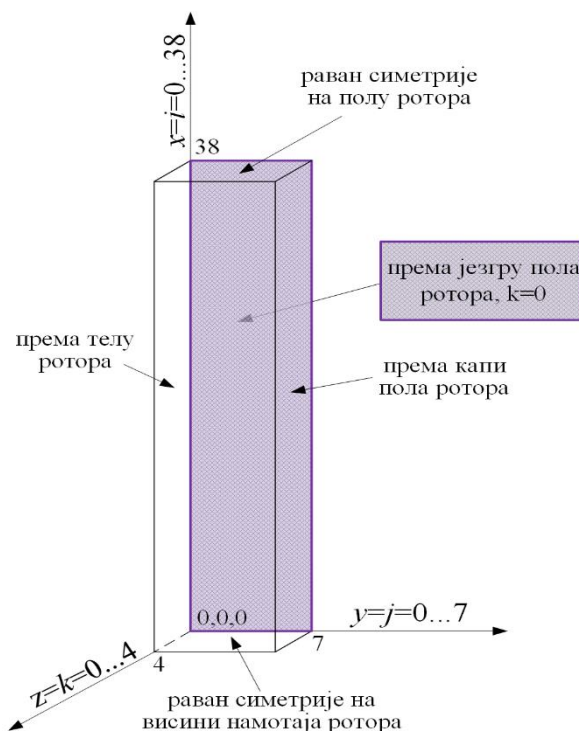
Слика 3.15: Браон бојом осенчене су површине намотаја ротора које се непосредно хладе расхладним ваздухом

За елементе термичке мреже код којих је $j=j_{max}$ за свако одговарајуће (i, j) , узимају се у обзир једначине дефинисане за услове хлађења кроз руб капе пола до површине пола према ваздушном зазору расхладним ваздухом (3.29-3.31). На слици 3.16 приказане су површине намотаја ротора које се хладе кроз руб капе пола.



Слика 3.16: Наранџастом бојом означене су површине намотаја ротора које се хладе кроз руб капе пола

За елементе термичке мреже код којих је $k=0$ за свако одговарајуће (i, j) , узимају се у обзир једначине дефинисане за услове хлађења кроз гвоздено тело полног наставка до површине пола према ваздушном зазору расхладним ваздухом (3.32-3.34). На слици 3.17 приказане су површине намотаја ротора које се хладе кроз гвоздено тело полног наставка.



Слика 3.17: Љубичастом бојом осенчене су површине намотаја ротора које се хладе кроз гвоздено тело полног наставка

На крају трећег корака алгоритма тј. на излазу из термичког модела намотаја ротора одређене су све температуре основних чворова термичке мреже $\vartheta_{ij,k}$. Тада се средња вредност температуре намотаја ротора израчуната на основу модела $\vartheta_{f_avg_modela}$ пореди са измереном вредношћу $\vartheta_{f_avg_izmereno}$ која се добија применом индиректне U-I методе. Уколико је грешка између ове две вредности већа од предефинисане, улази се у следећи пролаз кроз електрични модел где се израчунавају нове вредности јачине електричног поља $E_{ij,k}$ које су усредњене по појединим елементарним запреминама и прерачунате на нове вредности температуре појединих основних чворова термичке мреже.

Излаз из алгоритма представљају све локалне вредности температуре свих чворова развијене термичке мреже намотаја ротора хидрогенератора. На тај начин се има увид у комплетну термичку слику ротора. Температура најтоплије тачке (енгл. *hot spot*) намотаја ротора ϑ_{f_max} израчунава се као максимална вредност температуре свих основних чворова термичке мреже намотаја ротора. Координатом тог чвора (x,y,z) на недвосмислен начин одређена је позиција најтоплије тачке у намотају ротора.

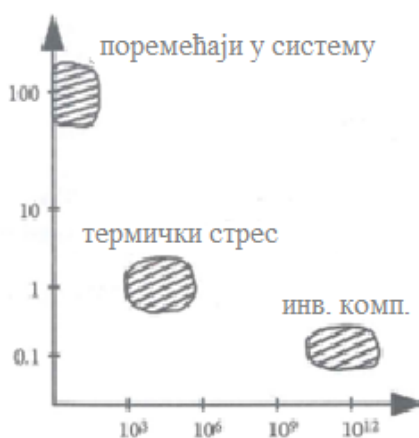
3.4 Утицај преосталог термичког капацитета ротора хидрогенератора на граничне вредности реактивних снага

Енергетска транзиција изазвана потребом да се смањи CO_2 емисија континуално покреће промену регулативе и мрежних кодова. Важно је разумети да ове промене излажу опрему већим напрезањима у току нормалне експлоатације. Скраћење животног века је очекивана последица. Уколико се покаже да оно може износити и 5 година, [81], [82] то има значајног економског ефекта на цену флексибилности. Екологија, са друге стране захтева максимално коришћење већ постојећих капацитета. Анализа могућности за проптерећивање изнад назначених електричних вредности, али унутар стандардима дефинисаних термичких граница, постаје све значајнија. Због тога је важно на основу техно-економске анализе утврдити цену флексибилности. Код синхроних генератора је посебно важно обезбедити и системе за мониторинг који су засновани на комбинацији мерења и софтверских алатки за надзор. Ови системи треба да прате број и дужину трајања прекорачења, њихов утицај на убрзано старење, њихов допринос стабилности цена и на тај начин пруже информације за техно-економске анализе. Мерења представљају драгоцен елемент система за мониторинг али су ограничена на дефинисан скуп давача који су инсталирани на генератору. Надгледање стања генератора могуће је проширити „алаткама“, које у себи садрже детаљне моделе целог генератора и дају бољи „увид“ у генератор као целину.

Напрезања којима је синхрони генератор изложен у току погона су:

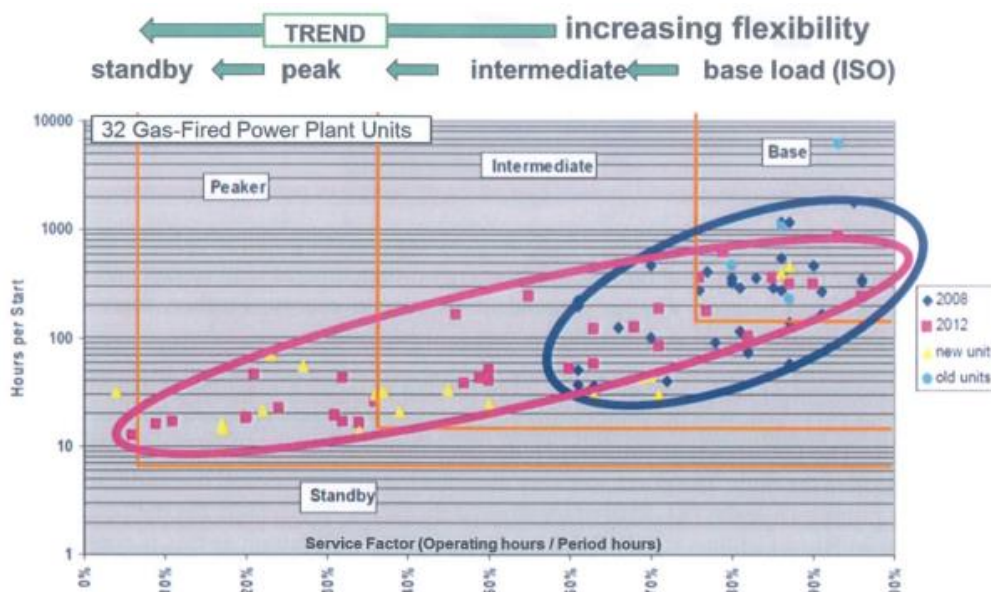
- Напрезања у току поремећаја у систему,
- Напрезања услед термичког стреса,
- Напрезања услед инверзне компоненте и малих унутрашњих несиметрија.

На слици 3.18 је приказано релативно напрезање према узроку напрезања у функцији радних циклуса за вршну јединицу која се покреће једном дневно у току 30 година. Напрезања су највећа у току системских поремећаја (нпр. кратки спојеви) и у току синхронизације али имају малу учестаност, посебно код базних јединица. Напрезања због термичког дејства су умерена и мање изражена код базних јединица [45] док су напрезања услед инверзне компоненте и малих унутрашњих несиметрија занемарива.



Слика 3.18: Релативно напрезање вршне производне јединице у току 30 година, преузето из [45]

Међутим, енергетска транзиција је изазвала померања рада управо оригинално пројектованих базних јединица у подручје рада вршних, слика 3.19, што за последицу има повећање утицаја термичких и здружених термо-механичких напрезања.



Слика 3.19: Утицај енергетске транзиције на рад производних јединица, преузето из [83]

Велики број покретања производних јединица изазива додатна напрезања генератора па произвођач [83] даје слике оштећења статора и ротора турбогенератора, слика 3.20, као последицу захтева за рад са великим вредностима струја ротора.



Слика 3.20: Оштећења статора и ротора турбогенератора услед повећаних термичких напрезања, преузето из [83]

3.4.1 Термичко ограничење ротора хидрогенератора дефинисано карактеристикама оптерећења – V кривама

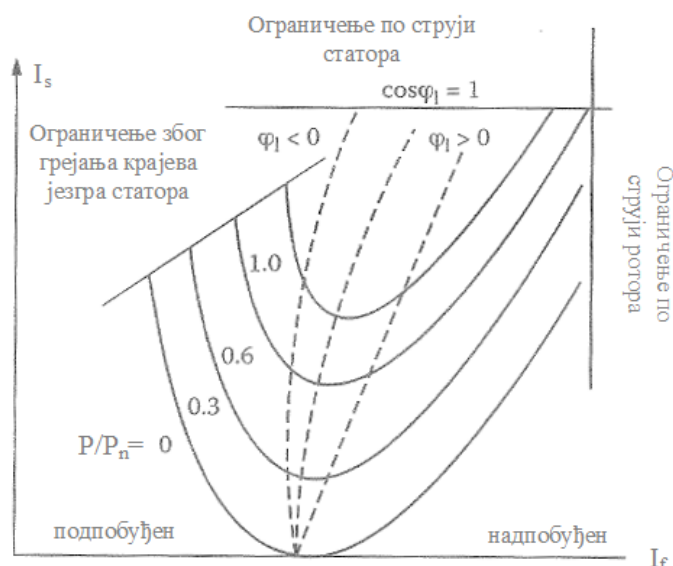
Слика 3.21 приказује типичан однос између струје ротора, привидне снаге и називног фактора снаге и напона генератора. Мордејеве тј. „ V криве“ су приказане за константне вредности активне снаге по јединици од називне. На ове криве су постављене термичке границе рада које намеће дизајн синхроне машине. Максимална

струја за коју је ротор пројектован дефинише горњу границу оптерећења у надпобуђеном (индуктивном) режиму (десна страна слике 3.21). Приказана је као вертикална линија при константној струји ротора, за различите факторе снаге. Код генератора хлађених водоником максимална струја ротора је зависна и од притиска гаса па је код њих потребно представити већи број таквих линија, од којих свака одговара различитом притиску водоника.

Слично, намотај статора је пројектован према величини струје статора која одговара називној плочици синхроне машине. Граница коју намеће загревање намотаја статора је хоризонтална линија у горњем делу слике 3.21.

У подпобуђеном региону тј. капацитивном режиму рада генератора, приказаном на доњој левој страни слике 3.21, могућност оптерећивања генератора одређена је грејањем крајева језгра статора. На то указују нагнуте линије у горњем делу, лева страна слике 3.21.

Локација ових ограничења зависи од дизајна синхроне машине и врсте хлађења које се користи. Према томе облик кривих и позиција ограничења ће се разликовати од машине до машине. Ове криве и ограничења приказана на њима, представљају регионе унутар којих се машина може безбедно експлоатисати, без прекорачења допуштених вредности пораста температуре.



Слика 3.21: Типична крива карактеристике оптерећења, преузето из [45]

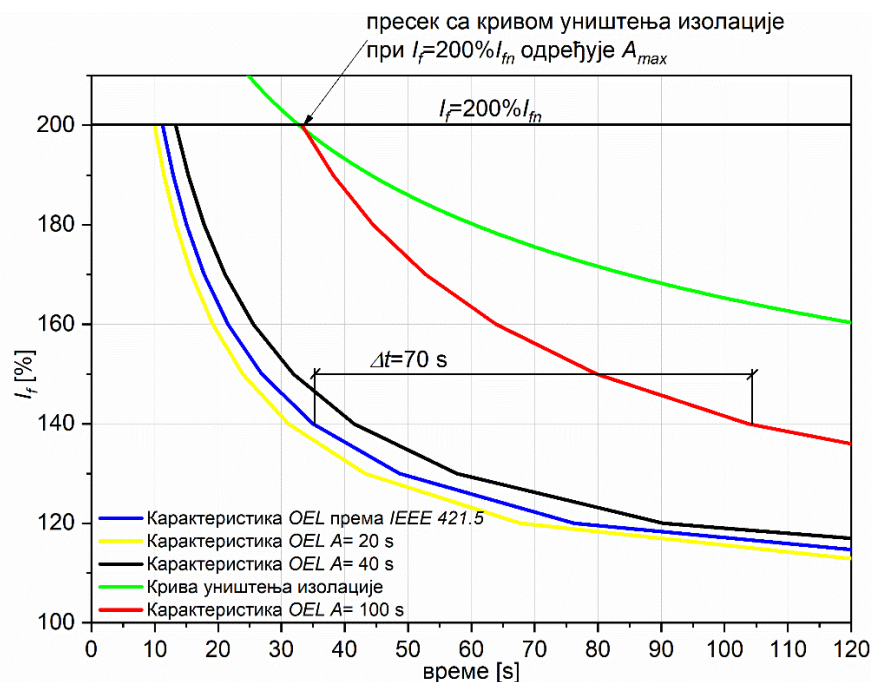
3.4.2 Адаптивно подешавање лимитера максималне струје ротора

Из претходног разматрања је јасно да одржавање струје ротора испод дефинисане границе обезбеђује адекватне допустиве температуре делова ротора. Такође је познато да хидрогенератори раде у режиму регулације напона на крајевима генератора што изазива сталне промене побудне струје којима се компензују флукуације напона у тачки приључења. Термичка временска константа намотаја ротора износи неколико десетина минута док се струја побуде мења са динамиком мреже на секундном нивоу. Постоји значајно кашњење промене температуре ротора у односу на промену струје које оставља простор за краткорочно електрично преоптерећење ротора и повећање

реактивног капацитета. Функцију одржавања струје ротора на називној вредности врши лимитер максималне струје ротора (енгл. *Over Excitation Limiter-OEL*). Задатак *OEL*-а је да обезбеди краткотрајну максимално могућу подршку мрежи, преко називних пројектованих електричних граница синхроног генератора, на начин да се машина не угрози термички. Произвођачи генератора не дају податке о кривама при којима долази до уништења изолације. Зато се за подешења лимитера максималне струје ротора користе стандарди [14] уз обавезну координацију са електричним заштитима генератора према упутствима датим у [84] и [85].

Једначина (1.1) конзервативно дефинише најдуже време трајања струје ротора која је већа од називне и то почевши од радне тачке која одговара термички оном стационарном стању које се има при раду са називном струјом ротора. Уколико је температура ротора нижа од температуре која се има у називној радној тачки постоји преостали термички капацитет у ротору који није искоришћен па се може нешто дуже допустити трајање преоптерећења по струји ротора, слика 3.22. Крива максимално допуштеног времена трајања преоптерећења по струји ротора (побуде) дефинисана једначином (1.1) може се померати дуж временске осе ка већим временима променом параметра A . Дужина трајања прекорачења одговара разлици постојеће средње температуре и оне која се има у називном режиму. При томе се мора узети одговарајућа резерва због непознавања температуре најтоплије тачке. Уколико се пак познаје температура сваке тачке намотаја ротора, па и најтоплије, резерва се може смањити. При томе је потребно да се:

- Пошаље сигнал аутоматском регулатору напона система побуде о величини константе A ,
- Пошаље сигнал електричним заштитима генератора са захтевом за координацију са лимитерима,
- Пошаље сигнални бит управљачком систему у електрани који интеграл дужину времена и струјно прекорачење. Ова информација се шаље систему за *СВМ* који даје дозволу/забрану за поновно дејство лимитера максималне струје ротора као и дозволу/забрану за промену параметра A . Овај систем, такође, обрађује број и дужине трајања прекорачења и доноси одлуке о ремонтним захтевима.



Слика 3.22: Допуштено време трајања струје ротора изнад називне вредности за различита подешења лимитера максималне струје ротора OEL-a

Са слике 3.22 се уочава да, уколико је произвођач генератора доставио криву уништења изолације, може се одредити A_{max} . Коефицијент A_{max} одговара оној карактеристици OEL-a која сече карактеристику уништења изолације при струји побуде 200% (стандарди допуштају незнатно већу вредност максималне струје побуде [14]). Ако је максимална струја побуде мања (нпр. услед неког ограничења у систему побуде), она представља параметар за одређивање пресечне тачке са карактеристиком уништења изолације.

Ако произвођач генератора није доставио криву уништења изолације A_{max} се одређује према [14] како је већ наглашено.

У следећем кораку, уколико је радна тачка хидрогенератора испод називне, можемо преподесити криву OEL-a дефинисану стандардно тако да је вредност параметра A унутар опсега $33,75 < A < A_{max}$. Величину параметра A потребно је одредити на основу преосталог термичког капацитета ротора генератора

3.4.3 Поређење термичке динамике намотаја ротора хидрогенератора са динамиком дефинисаном карактеристиком одраде лимитера максималне струје побуде.

У циљу поређења расположивог преосталог термичког капацитета намотаја ротора хидрогенератора и лимитера максималне струје побуде неопходно је одредити време потребно да се достигне гранични пораст температуре намотаја ротора (дефинисан примењеном класом изолације и назначен на натписној плочици генератора) приликом преоптерећења по струји ротора, уважавајући термичку динамику ротора преко одређене термичке временске константе. У [71] је дефинисано време дозвољеног трајања преоптерећења по струји ротора која је већа од номиналне када се полази из радне тачке која одговара номиналној температури намотаја ротора. У ситуацијама када хидрогенератор ради у радној тачки којој одговара струја побуде која је мања од

назначене, постоји неискоришћени термички капацитет намотаја ротора па се може нешто дуже допустити трајање преоптерећења по струји ротора. Средња вредност температуре намотаја ротора је линеарно зависна од температуре на површини намотаја ротора (слична зависност се може установити и са температуром најтоплије тачке). На основу слике 3.23 може се написати следећа једначина, применом првог Кирхофовог закона на решавање термичких еквивалентних кола:

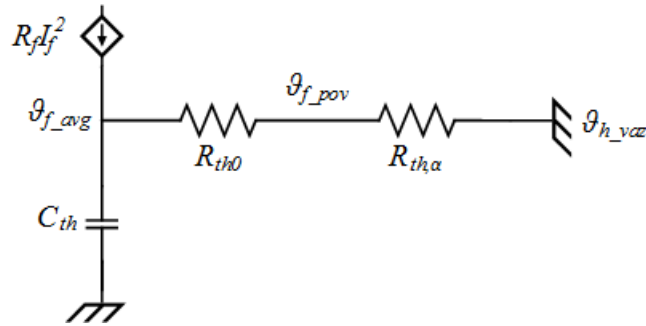
$$\frac{\vartheta_{f_pov} - \vartheta_{h_vaz}}{R_{th,\alpha}} + mc \frac{d\vartheta_{f_avg}}{dt} = R_f I_f^2 \quad (3.35)$$

где је ϑ_{f_pov} температура на површини намотаја ротора, ϑ_{h_vaz} температура хладног ваздуха, $R_{th,\alpha}$ термички отпор одавању топлоте са површине намотаја ротора на околни хладни ваздух, m и c маса и специфични топлотни капацитет намотаја ротора, респективно, ϑ_{f_avg} средња вредност температуре намотаја ротора, R_f и I_f отпорност и струја побуде намотаја ротора.

Такође, на основу слике 3.23 може се написати:

$$\frac{\vartheta_{f_avg} - \vartheta_{f_pov}}{R_{th0}} = R_f I_f^2 \quad (3.36)$$

где је R_{th0} средњи унутрашњи термички отпор.



Слика 3.23: Еквивалентна термичка шема за одређивање дозвољеног времена трајања преоптерећења по струји ротора

Под претпоставком да је промена у јединици времена средње температуре намотаја ротора једнака промени температуре намотаја на површини, комбинацијом једначина (3.35) и (3.36) добија се следећа диференцијална једначина:

$$\frac{d\vartheta_{f_pov}}{dt} + \frac{\vartheta_{f_pov}}{mcR_{th,\alpha}} = \frac{R_f I_f^2 + \frac{\vartheta_{h_vaz}}{R_{th,\alpha}}}{mc} \quad (3.37)$$

чије решење је дато обликом, за познати почетни услов $\vartheta_{f_pov}(0)$:

$$\vartheta_{f_pov}(t) = \vartheta_{f_pov}(0)e^{-\frac{t}{\tau}} + \vartheta_{f_pov}(\infty)(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad (3.38)$$

где је $\tau = mcR_{th,\alpha}$. У термички устаљеном стању за $t \rightarrow \infty$ је:

$$\vartheta_{f_pov}(\infty) = (R_f I_f^2 + \frac{\vartheta_{h_vaz}}{R_{th,\alpha}})R_{th,\alpha} \quad (3.39)$$

односно:

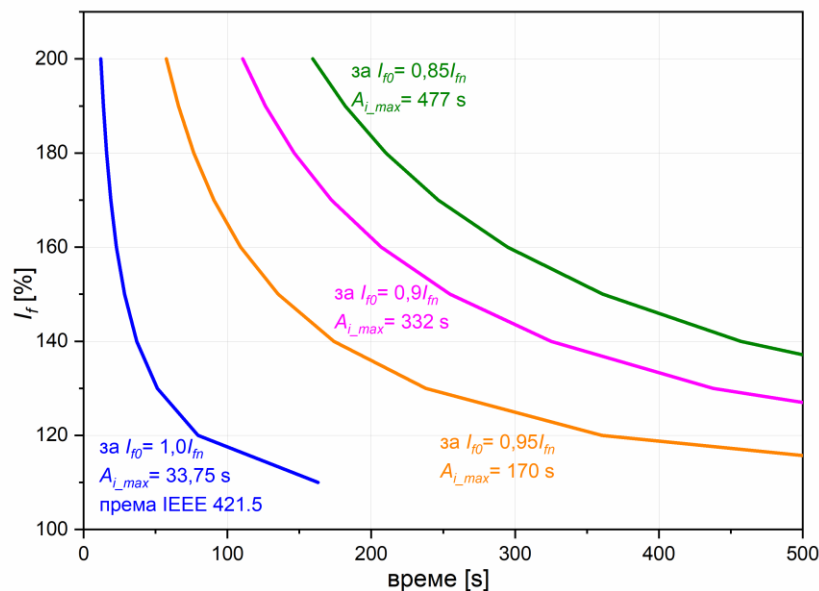
$$\vartheta_{f_pov}(\infty) = R_f R_{th,\alpha} I_f^2 + \vartheta_{h_vaz} \quad (3.40)$$

Дозвољено време трајања преоптерећења t_{max} са струјом побуде I_{f*} , у ситуацији када се полази из радне тачке којој одговара струја побуде I_{f0} која је мања од назначене I_{fn} , се одређује комбинацијом једначина (3.38) и (3.40):

$$t_{max} = \tau \cdot \ln \frac{\left(\frac{I_{f*}}{I_{fn}}\right)^2 - \left(\frac{I_{f0}}{I_{fn}}\right)^2}{\left(\frac{I_{f*}}{I_{fn}}\right)^2 - 1} \quad (3.41)$$

где је τ термичка временска константа ротора хидрогенератора.

На слици 3.24 приказано је дозвољено преоптерећење по струји ротора тј. побуде према [14] (крива плаве боје). На истој слици приказане су криве нацртане према (3.41) за почетне вредности струје побуде $I_{f0}=0,95I_{fn}$, $I_{f0}=0,90I_{fn}$ и $I_{f0}=0,85I_{fn}$ и за струју преоптерећења $I_{f*}=2,10I_{fn}$ која одговара максимално дозвољеној према [14], на основу којих се јасно види колика је величина термичког капацитета намотаја ротора који се може искористити у овим ситуацијама уколико се лимитер максималне струје побуде OEL подеси према (3.56). За сваку карактеристику израчунату са 3.56 можемо извршити прилагођавање криве (curve fitting) кроз процес конструисања криве, или математичке функције, која се најбоље уклапа у низ тачака података. Прилагођавање криве треба да укључивати интерполацију, где је потребно тачно уклапање у података у задату математичку функцију дефинисану са (А/Иф&2'1). На тај начин за дефинисану полазну струју I_{f0} одређујемо A из опсега $33,75 < A < A_{max}$ при коме време трајања прекорачења струје ротора изнад називне неће термички угрозити намотај ротора. Пошто у постојећем стању не можемо знати каква врста поремећаја ће се десити и колико ће бити прекорачење струје ротора, рачунамо за најгори случај када је $I_{f*}=2,1I_{fn}$



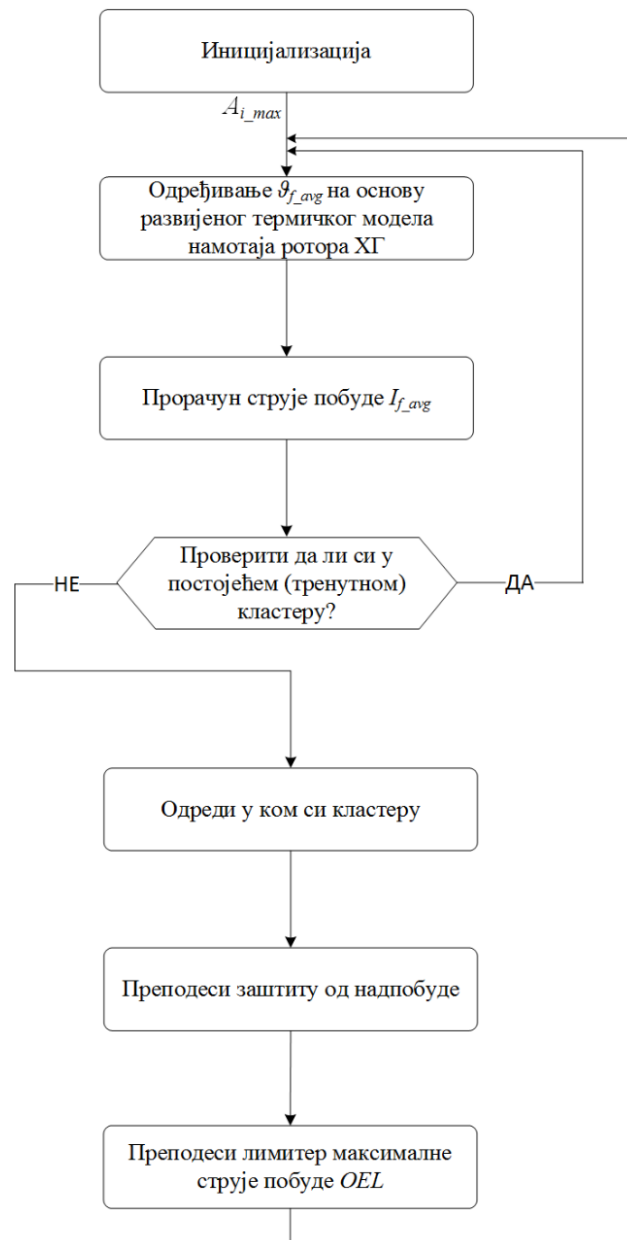
Слика 3.24: Адаптивно подешавање лимитера максималне струје побуде у циљу коришћења расположивог термичког капацитета ротора хидрогенератора

Треба имати на уму да се могу појавити додатна ограничења која могу скратити овако одређена времена трајања дозвољеног преоптерећења као што су: ограничење загревања делова статора, ограничење максимално дозвољеног трајања преоптерећења

по струји ротора које дефинише произвођач хидрогенератора, ограничење због прегревања опреме у систему побуде и др. Овако подешен лимитер максималне струје побуде потребно је ускладити са подешењем заштите од надпобуде тј. извршити њихову међусобну координацију.

3.4.4 Алгоритам за подешавање адаптивног лимитера максималне струје побуде

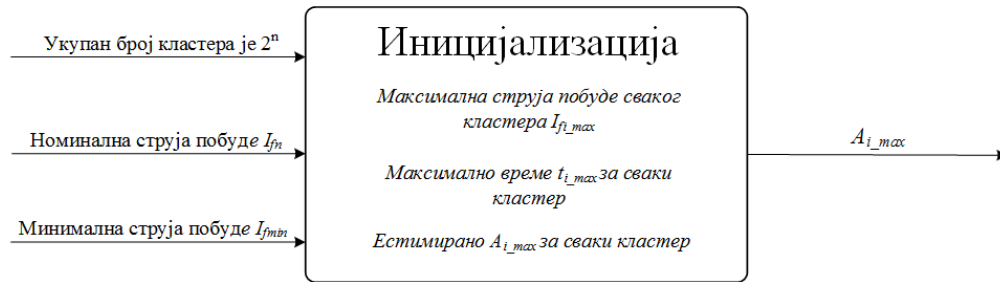
Алгоритам за подешавање адаптивног лимитера максималне струје побуде према расположивом термичком капацитету намотаја ротора и његова координација са заштитом од надпобуде реализован је кроз кластеризацију струје побуде и приказан је на слици 3.25.



Слика 3.25: Алгоритам за подешавање адаптивног лимитера максималне струје побуде

Пошто се заштита од надпобуде подешава за одређени број, рецимо n бинарних улаза, тиме је дефинисан број кластера 2^n . Избор скупа подешења заштита врши се

преко бинарних улаза из разлога сигурности, да би се при прекиду комуникације улази поставили на 0 чиме се активира иницијални скуп подешавања (енгл. *default*) према [14]. Опсег струје побуде од интереса, између назначене вредности струје побуде и минималне вредности струје побуде, издели се на дефинисани 2^n број кластера. Максимална вредност струје побуде сваког i -тог кластера се уврсти у једначину (3.41) као почетна вредност струје побуде I_{f0} и израчуна се дозвољено време трајања преоптерећења t_{max} за најкритичнији случај тј. када је струја преоптерећења максимална могућа. Надаље се подешавање кривих (3.41) врши према математикој функцији дефинисаној са [14] и за сваки i -ти кластер израчуна A_{i_max} . Тиме је завршен процес иницијализације, слика 3.26.



Слика 3.26: Процес иницијализације за подешавање адаптивног лимитера максималне струје побуде

У следећем кораку је потребно одредити кластер у ком се налазимо. Пошто тренутна температура ротора, а не тренутна вредност струје ротора, одређује преостали термички капацитет та температура се користи за одређивање припадности кластеру. Може се десити да је машина дуго радила у називној радној тачки и да је дошло нпр. до пораста напона у мрежи што је резултовало смањењем реактивне снаге и струје побуде. Ако би се у том тренутку преостали термички капацитет рачунао према струји побуде, а не према температури која се мења са временском константом од неколико десетина минута, преподешавање *OEL*-а би дозволило дуже трајање прекорачења струје побуде него што је стварно допуштено. Због тога се израчунава вредност струје побуде I_{f_avg} у радној тачки хидрогенератора на основу средње вредности температуре намотаја ротора добијене на основу развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора и проверава се да ли она припада постојећем (тренутном) кластеру: у случају да припада враћа се у корак алгоритма за одређивање средње температуре намотаја ротора на основу термичког модела, а у случају да не припада потребно је одредити који је кластер у питању. Када се утврди који је то нови кластер потребно је извршити преподешавање заштите од надпобуде а затим и преподешавање лимитера максималне струје побуде *OEL* (према A_{i_max} новог кластера). Надаље, враћа се на корак алгоритма одређивање средње температуре намотаја ротора хидрогенератора према развијеном моделу.

На овај начин се обезбеђује додатни краткотрајни реактивни капацитет. Пошто се у оквавим условима рада термичка напрезања повећавају, потребно је додатно вредновати овако пружену флексибилност хидрогенератора кроз посебну системску услугу. Такође је потребно надгледати величину и број прекорачења и све бележити на системима за надзор генератора. Тај надзор треба да забрани рад са струјама већим од називне када се достигне максимално допуштен број прекорачења. Такође величина и трајање прекорачења треба да улазе у алатку за *CBM* и по потреби сигнализарају потребу за редовним и ванредним обимом одржавања.

4 СИСТЕМИ ЗА МЕРЕЊЕ И ЕСТИМАЦИЈУ ТЕМПЕРАТУРЕ НАМОТАЈА РОТОРА НА РЕАЛНОМ ХИДРОГЕНЕРАТОРУ

Температура намотаја ротора хидрогенератора може се директно мерити или индиректно одредити преко познате промене отпорности намотаја ротора. Обе методе, директна и индиректна имају мане које утичу на тачност одређивања температуре намотаја ротора хидрогенератора. Тачност одређивања средње вредности температуре намотаја ротора применом индиректне методе веома зависи од тачности мерења напона ротора што у пракси није нимало лак задатак. Тачност мерења локалних вредности температуре намотаја ротора применом директне методе је блиско повезана са начином постављања сензора, могућношћу преноса података и сл. Из тог разлога неопходно је развити естиматорске моделе који би омогућили естимацију температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора на основу поузданих мерења електричних величина и температура која се могу спровести у електрани на реалном хидрогенератору.

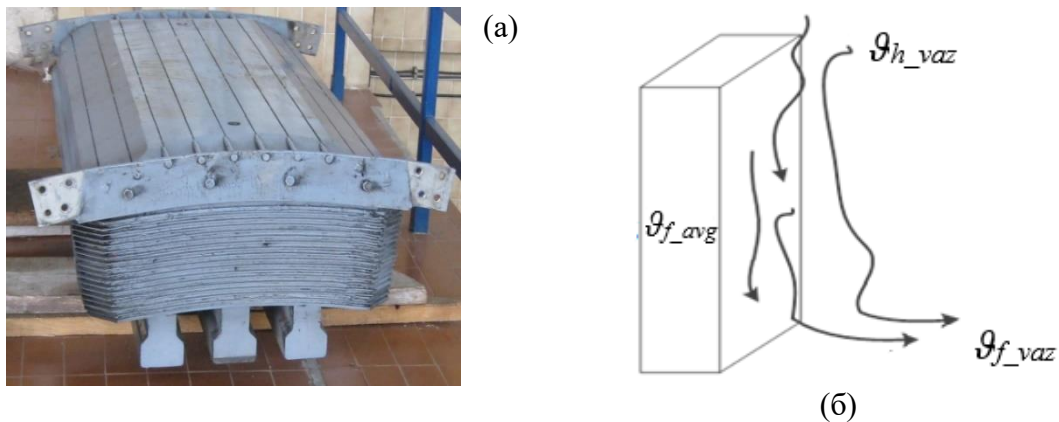
4.1 Модели за естимацију средње температуре намотаја ротора хидрогенератора засновани на реалним мерењима

Предложени естиматорски модели за естимацију средње температуре намотаја ротора засновани су на директним мерењима температуре добијених са температурних сензора који су постављени дуж намотаја ротора хидрогенератора, и стандардних мерења као што су струја ротора тј. побуде и температура хладног ваздуха. Температурни сензори су део мониторинг система ротора хидрогенератора чија је улога да надгледа локалне вредности температура делова намотаја ротора на којима су постављени сензори. Предложени модели омогућавају естимацију средње вредности температуре у термички устаљеном стању, као најгорем случају. У току прелазног процеса загревања намотаја ротора температура намотаја се експоненцијално мења и достиже максималну вредност у термички устаљеном стању. Модели су засновани на стандардном мерењу струје ротора која се мери знатно прецизније од напона ротора, чиме је избегнут негативан утицај мерења напона на тачност естимације температуре. Поред струје ротора модели су засновани и на мерењу температуре хладног ваздуха која се такође прецизно мери, а расхладни ваздух представља систем са малим термичким капацитетом и из тог разлога брзо реагује на промене. Развијена су два естиматорска модела за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора. Први модел је заснован на директним мерењима температуре и мерењу температуре хладног ваздуха па је нарочито погодан за примену код синхроних генератора са ротационим безчеткичним побудама, код којих није доступно мерење струје ротора. У односу на први модел који има два улазна параметра, други модел има и додатни трећи улазни параметар, а то је мерење струје ротора чиме се повећава тачност естимације температуре намотаја ротора хидрогенератора.

4.1.1 Естиматорски модел бр. 1

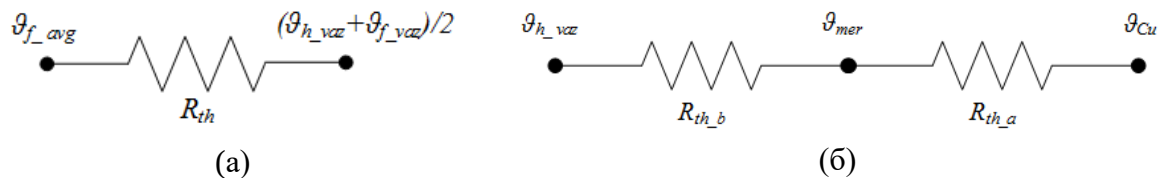
Пол ротора хидрогенератора хлађеног ваздухом може се моделовати као упрошћени измењивач топлоте. На слици 4.1а приказан је пол ротора реалног хидрогенератора, а на слици 4.1б упрошћени модел овог пола. На слици 4.1б температура хладног ваздуха означена је са ϑ_{h_vaz} , са ϑ_{f_vaz} означена је температура

загрејаног ваздуха ротора тј. температура хладног ваздуха увећана за вредност температуре услед преузете количине топлоте од губитака снаге у ротору и са ϑ_{f_avg} средња вредност температуре намотаја ротора одређена применом индиректне U-I методе.



Слика 4.1: а) Пол ротора реалног хидрогенератора, б) упрошћени модел пола ротора хлађеног ваздухом

Дисипирана количина топлоте се односи са намотаја пола ротора, који је на слици 4.1б представљен као бакарна плоча, расхладним ваздухом чија температура експоненцијално расте, али је у овој анализи претпостављена линеарна зависност. Оправданост ове претпоставке се огледа у добром слагању измерених и естимираних вредности температуре у устаљеном стању. Одговарајућа еквивалентна термичка шема овог система приказана је на слици 4.2а, где је R_{th} константна термичка отпорност.



Слика 4.2: а) Еквивалентна термичка шема упрошћеног измењивача топлоте са слике 4.1б, б) еквивалентна термичка шема постављених температурних сензора за директно мерење температуре делова ротора у оквиру температурног мониторинг система ротора хидрогенератора

Намотај пола ротора хидрогенератора се хлади расхладним ваздухом који односи топлоту која је последица постојања губитака снаге у полу ротора. Услед тога расте температура расхладног ваздуха и температура загрејаног ваздуха ротора ϑ_{f_vaz} може се израчунати као:

$$\vartheta_{f_vaz} = \vartheta_{h_vaz} + \frac{R_f I_f^2}{q \rho_{air} c_{air}} \quad (4.1)$$

где је R_f отпор намотаја ротора, I_f струја која протиче кроз намотај пола ротора, q проток расхладног ваздуха, ρ_{air} густина расхладног ваздуха и c_{air} специфични топлотни капацитет расхладног ваздуха. Други сабирак са десне стране једначине (4.1) представља пораст температуре расхладног ваздуха. На основу слике 4.2а једначина простирања топлоте у термички устаљеном стању која описује хлађење намотаја пола ротора може се написати као:

$$R_f I_f^2 R_{th} = \vartheta_{f_{avg}} - \frac{1}{2}(\vartheta_{h_{vaz}} + \vartheta_{h_{vaz}} + \frac{R_f I_f^2}{q \rho_{air} c_{air}}) \quad (4.2)$$

Једначина (4.2) може се написати и као:

$$\vartheta_{f_{avg}} = \vartheta_{h_{vaz}} + C_1 I_f^2 \quad (4.3)$$

где је C_1 константни коефицијент. Једначина (4.3) омогућава одређивање средње вредности температуре намотаја ротора $\vartheta_{f_{avg}}$ на основу температуре хладног расхладног ваздуха $\vartheta_{h_{vaz}}$ и квадрата струје ротора. Значај ове једначине огледа се у чињеници да у њој не фигурише температура загрејаног ваздуха ротора $\vartheta_{f_{vaz}}$ која се не мери у електрани (није у обиму стандардних мерења), већ само температура хладног ваздуха и струја која протиче кроз намотај пола ротора, а то су величине које се уобичајено мере у електрани. Сензори за директно мерење температуре делова намотаја ротора који су део *on-line* температурног мониторинг система ротора хидрогенератора изложени су струји расхладног ваздуха. На основу еквивалентне термичке шеме са слике 4.2б, вредности температура које се добијају са температурних сензора ϑ_{mer} су температуре на средини термичког разделника и могу се израчунати применом аналогije између електричних величина и температура као:

$$\vartheta_{mer} = \frac{\vartheta_{h_{vaz}} R_{th_a} + \vartheta_{Cu} R_{th_b}}{R_{th_a} + R_{th_b}} = a \vartheta_{h_{vaz}} + b \vartheta_{Cu} \quad (4.4)$$

где су a и b константни коефицијенти. Међуполне везе изведене су као бакарне плочице које се загревају из два извора топлоте: због дисипације топлоте услед протицања једносмерне струје ротора кроз саму међуполну везу, и услед топлоте која се провођењем преноси са суседних намотаја полоа ротора кроз попречни пресек бакарне плочице. Имајући ово у виду, можемо написати следећу једначину:

$$I_f^2 C_2 = \vartheta_{Cu} - \vartheta_{h_{vaz}} \quad (4.5)$$

где је C_2 константни коефицијент. Сада, простом комбинацијом једнакости (4.4) и (4.5) можемо написати следећу једнакост:

$$\vartheta_{mer} = a \vartheta_{h_{vaz}} + b (I_f^2 C_2 + \vartheta_{h_{vaz}}) \quad (4.6)$$

где је C_3 константни коефицијент. Из једнакости (4.3) и (4.6) можемо написати:

$$\vartheta_{f_{avg}} = C_4 \vartheta_{mer} + C_5 \vartheta_{h_{vaz}} \quad (4.7)$$

где су C_4 и C_5 константни коефицијенти. Једначина (4.7) је веома важна јер омогућава међусобно поређење две независне методе за одређивање температуре намотаја ротора, индиректне и директне. И не само то, поређење се врши преко температуре хладног ваздуха која је део стандардног сета мерења у електрани и која се мери са великом тачношћу. Овај модел је нарочито користан за употребу код синхроних генератора са ротационом безчеткичном побудом код којих мерење струје која тече кроз намотај ротора није доступно [16], [72].

4.1.2 Естиматорски модел бр. 2

У циљу повећања тачности естиматорског модела бр. 1 развијен је естиматорски модел бр. 2 који поред наведена два улазна параметра модела бр. 1 (директна мерења температуре делова намотаја ротора и температура хладног ваздуха) има и додатни трећи улазни параметар у модел, а то је мерење струје ротора.

Снага губитака која се дисипира са површине међуполне везе P_{diss} може се изразити као:

$$P_{diss} = C_6(\vartheta_{mer} - \vartheta_{h.vaz}) \quad (4.8)$$

где је C_6 константни коефицијент. С друге стране, укупна топлота која улази у међуполну везу може се изразити као:

$$P_{diss} = RI_f^2 + \lambda A(\vartheta_{mer} - \vartheta_{f.avg}) \quad (4.9)$$

У једнакости (4.9) први сабирак на десној страни једначине представља Џулове губитке снаге у међуполној вези, а други сабирак представља количину топлоте која се провођењем преноси са суседних намотаја полова ротора кроз попречни пресек међуполне везе. Простом комбинацијом једначина (4.8) и (4.9) може се написати следећа једнакост:

$$\vartheta_{f.avg} = C_8\vartheta_{mer} + C_9I_f^2 + C_{10}\vartheta_{h.vaz} \quad (4.10)$$

где су C_8 , C_9 и C_{10} константни коефицијенти. Једначина (4.10) омогућава естимацију средње вредности температуре намотаја ротора $\vartheta_{f.avg}$ хидрогенератора на основу мерења температуре са *on-line* температурног мониторинг система, мерења струје која тече кроз намотај ротора и мерења температуре хладног ваздуха. Такође, слично једначини (4.7) једначина (4.10) омогућава међусобно поређење две независне методе за одређивање температуре намотаја ротора, индиректне и директне [16].

4.2 Валидација развијених естиматорских модела

Тачност развијених естиматорских модела одређена је поређењем средње вредности температуре намотаја ротора израчунате на основу модела са оном која се добија експерименталним мерењима применом индиректне методе. За верификацију развијених естиматорских модела коришћени су експериментални подаци снимљени током спровођења огледа загревања реалног хидрогенератора.

На хидрогенератору у ХЕ „Пирот“ спорадично се јављао проблем са пуцањем међуполних веза, слика 4.3.



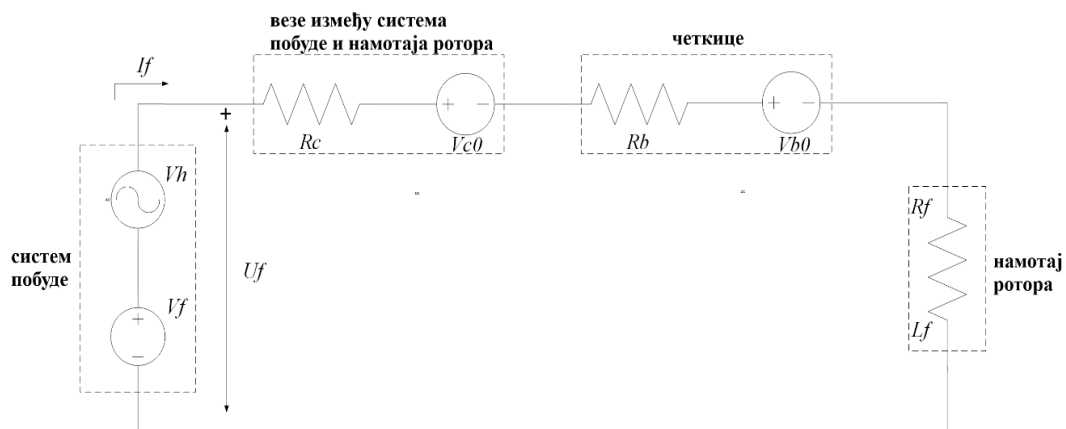
Слика 4.3: Изглед међуполне везе на којој се види траг пуцања

Прва претпоставка је била да је узрок пуцања међуполних веза њихово прегревање. С обзиром да индиректна метода пружа информацију о средњој вредности температуре намотаја ротора, а не локалним, које су у овом случају биле од интереса, она не би могла да помогне у расветљавању узрока проблема. Из тог разлога, извршено је постављање дигиталних сензора за мерење температуре на све међуполне везе

(спољашње и унутрашње), али и на гвожђе пола ротора у близини спољашњих међуполних веза. На тај начин омогућен је *on-line* мониторинг локалне вредности температура међуполних веза. Додатно, уграђена је опрема за индиректно мерење средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора у циљу верификације развијених естиматорских модела и надзора средње температуре намотаја ротора.

4.2.1 Индиректна метода за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора

Принцип рада уређаја заснива се на примени индиректне методе тј. одређивања средње вредности температуре намотаја ротора на основу промене отпора намотаја ротора у односу на референтну вредност. За примену ове методе мерења неопходна су мерења напона и струје ротора генератора на основу којих се применом Омовог закона израчунава отпор намотаја ротора. Струја која протиче кроз намотај ротора доступна је за мерење и оно се обавља у оквиру система побуде генератора помоћу шанта. С друге стране, мерење напона на намотају ротора није доступно већ се мери напон на излазу тиристорског претварача у оквиру система побуде. На слици 4.4 приказани су сви елементи роторског побудног кола који утичу на тачност одређивања средње вредности температуре намотаја ротора применом индиректне методе.



Слика 4.4: Елементи роторског побудног кола који утичу на тачност естимације средње температуре намотаја ротора

Елементи роторског побудног кола са слике 4.4 који утичу на тачност одређивања температуре намотаја ротора применом индиректне методе су:

- Побудни систем који је моделован редном везом два напонска извора, једним једносмерним V_f и једним хармонијским V_h ,
- Везе између система побуде и намотаја ротора генератора које су моделоване падом напона V_{c0} и отпором R_c ,
- Четкице на ротору које су моделоване падом напона V_{b0} и отпором R_b ,
- Намотај ротора који је моделован редном везом отпора R_f и еквивалентном индуктивношћу L_f .

У моделу роторског побудног кола са слике 4.4 занемарене су индуктивности система побуде, четкица и веза између система побуде и намотаја ротора јер су знатно мање од индуктивности намотаја ротора L_f . Модел је формиран за анализу

споропроменљивих величина које имају временску константу значајно већу од транзијентне и субтранзијентне временске константе генератора. Међутим, термичка временска константа намотаја ротора код великих синхроних генератора није мала и због тога је индуктивност намотаја ротора задржана у моделу.

Као што је већ раније напоменуто, за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора у погону неопходно је прецизно мерити струју која тече кроз намотај ротора и напон на излазу тиристорског претварача у оквиру система побуде. Основне особине ове две мерене величине су:

- Струја ротора тј. побуде I_f се мери у оквиру система побуде помоћу шанта и једнака је струји која тече кроз намотај ротора хидрогенератора. Струја је приближно једносмерна с обзиром да велика индуктивност намотаја ротора обезбеђује добро потискивање хармонијске компоненте V_h . Струју је потребно мерити у опсегу очекиваних вредности: доња граница мерења одређена је заштитом од губитка побуде а горња граница је постављена на максимално очекивану вредност струје побуде која одговара вредности која се има приликом форсирања.
- Напон побуде U_f се мери на излазу тиристорског претварача система побуде. Напон се састоји од једносмерне компоненте V_f на коју је суперпонирана наизменична компонента V_h чије порекло лежи у начину рада тиристорског претварача. Пропусни фреквентни опсег једносмерне компоненте напона V_f одређен је регулацијом док је учестаност наизменичне компоненте која има променљиву амплитуду 300 Hz. Тренутна вредност напона побуде одређена је напоном секундара побудног трансформатора који напаја систем побуде и може бити биполарна до максималне вредности линијског напона секундара. Вредност напона на намотају ротора не одговара овој измереној вредности, а разликује се за падове напона на четкицама ротора, везама између система побуде и намотаја ротора и за присуство наизменичне компоненте.

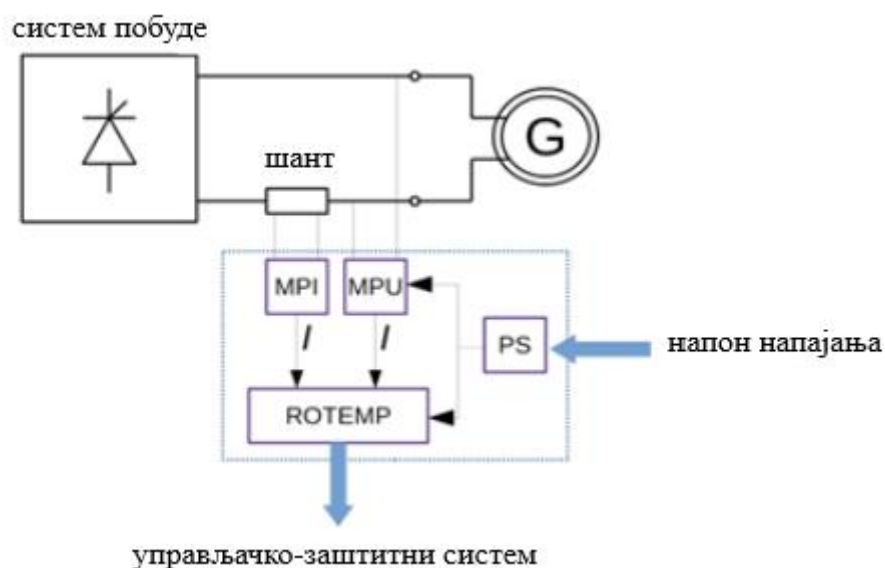
На основу познавања особина мерених величина, пред мерна кола уређаја за индиректно одређивање средње вредности температуре намотаја ротора постављају се следећи захтеви:

1. Мерење струје ротора мора се вршити у опсегу од нулте струје до максималне очекиване одређене струјом форсирања, уз одржавање резерве од око 20-25%. У обради мерене струје неопходно је обезбедити потискивање хармонијске компоненте на учестаности 300 Hz. Након ове обраде располаже се са једносмерном вредношћу струје која протиче кроз намотај ротора.
2. Мерење напона побуде мора се вршити у пуном опсегу радног напона намотаја ротора. Треба водити рачуна да мерење мора да издржи и максималне тренутне вредности линијског напона секундара побудног трансформатора. Додатно, у обради мерења мора се обезбедити адекватно потискивање хармонијске компоненте на учестаности од 300 Hz. Након ове обраде располаже се са једносмерном вредношћу напона побуде.
3. Због очекиваног високог нивоа електромагнетних сметњи које генерише током рада тиристорски исправљач, неопходно је мерне сигнале претворити у струјне сигнале који се преносе до блока за обраду. Блок за обраду се налази у оквиру

управљачког ормара система побуде док се блок мерења налази у оквиру енергетских ормара система побуде (конкретно ормару у којем се налази опрема једносмерног дела система побуде). Напајање блока мерења мора бити галвански изоловано са високим напоном изолације јер се тиме избегава потенцијални пробој између тиристорског моста и потенцијала напона напајања.

Блок шема уређаја за индиректно одређивање средње вредности температуре намотаја ротора приказана је на слици 4.5. Уређај се састоји из следећих елемената:

- Блока за напајање PS,
- Блока мерења који се састоји од мерног претварача струје побуде MPI и мерног претварача напона побуде MPU,
- Модула за обраду и мерење средње вредности температуре намота ротора ROTEMP



Слика 4.5: Блок шема уређаја за мерење средње вредности температуре намотаја ротора

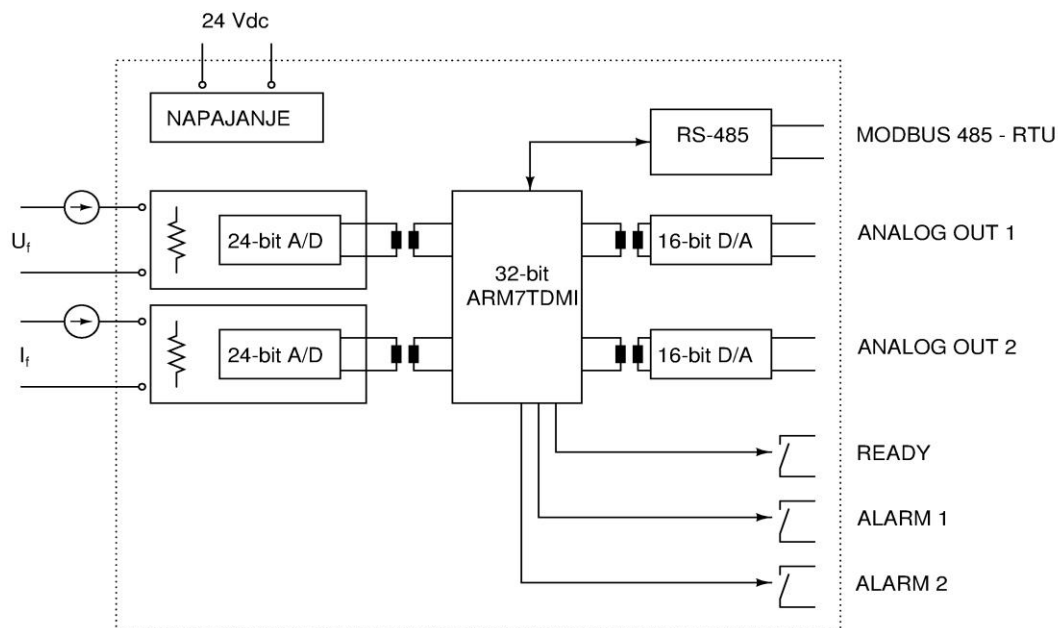
Блок напајања генерише интерни напон за напајање свих елемената уређаја за индиректно одређивање средње вредности температуре намотаја ротора користећи улазни једносмерни напон од 220 V из једносмерног развода електране. Интерни напон за напајање је једносмеран вредности 24 V и галвански је одвојен од улазног напона. Блок напајања смештен је у управљачком ормару система побуде.

Блок мерења, који се састоји од мерног претварача струје побуде MPI и мерног претварача напона побуде MPU, има задатак да врши мерење напона и струје побуде да њихове вредности прецизно претвара у струјни сигнал који се даље кабловима преноси до модула за обраду ROTEMP. Сами претварачи монтирани су у челичним кутијама како би се обезбедила заштита од електромагнетних сметњи које генерише тиристорски исправљач. Претварачи се напајају из блока напајања једносмерним напоном 24 V путем посебног кабла. Излазни струјни сигнали са сваког претварача се посебним каблом воде до модула за обраду ROTEMP. На слици 4.6 приказани су уграђени мерни претварачи.



Слика 4.6: Уграђени мерни претварачи MPI и MPU

Модул за обраду ROTEMP реализован је као сложени мерно-процесорски електронски модул који има улогу прихватања струјних сигнала из мерних претварача MPI и MPU, прецизне конверзије у дигиталне вредности, преноса до микропроцесора са галванском изолацијом, екстракцију средње вредности температуре намотаја ротора и претварање те вредности у прецизне струјне аналогне излазне сигнале за потребе даље обраде. Блок шема хардвера овог модула приказана је на слици 4.7.



Слика 4.7: Блок шема модула ROTEMP

Тачност уређаја за мерење средње вредности температуре намотаја ротора зависи од тачности мерења улазних величина (струје и напона побуде), али и од тачности познавања параметара хидрогенератора (референтне вредности отпора намотаја) и роторског побудног кола (отпор четкица и веза између система побуде и намотаја ротора). Грешка мерења се смањује са порастом струје ротора и најмања је при

великим вредностима струје ротора при којима је и највећа вредност отпора намотаја ротора. Укупна вредност грешке мерења отпора намотаја ротора ΔR_f може се изразити као, слика 4.4:

$$\Delta R_f = \frac{1}{I_f} (\Delta V_f - \Delta V_{c0} - \Delta V_{b0}) - \frac{V_f - V_{c0} - V_{b0}}{I_f^2} \Delta I_f - \Delta R_c - \Delta R_b \quad (4.11)$$

На слици 4.8 приказан је уграђени електронски модул за обраду ROTEMP. Модул се напаја из извора једносмерног напона 24 V. Применом изолованих прекидачких напајања у самом модулу донијају се сви потребни напони за рад модула. На овај начин су сви аналогни улази и излази галвански изоловани од остатка модула.



Слика 4.8: Уграђени електронски модул за обраду ROTEMP

Аналогни улазни сигнали у модул ROTEMP су струја и напон побуде који су претходно измерени. Како се и струја и напон могу мерити на различите начине (напон преко отпорног делитеља, директно и сл., а струја помоћу шанта, сензора набази Холове сонде или мерног претварача са струјним/напонским излазом) аналогни улази треба да обезбеде довољну флексибилност да би било која од набројаних могућности могла да се прихвати. Реализовани су применом каскадне везе неколико степена:

1. 24-битни A/D конвертор високе резолуције и велике тачности, са грешком мањом од 10 μV ,
2. Појачавач и помераач нивоа тако да се целокупни мерни опсег сигнала подудара са мерним опсегом A/D конвертора,
3. Аналогни филтер другог реда (Sallen-Key) са ниском пресечном фреквенцијом, применом прецизног операционог појачавача.

Све пасивне компоненте су високе прецизности са одличним температурним коефицијентом чиме се постиже грешка мерења мања од 0,2%. Аналогни улази су галвански изоловани.

Аналогни излазни сигнали модула ROTEMP имају улогу да измерену величину проследи неком удаљеном клијенту, у овом случају систему аквизиције који је саставни део система побуде. Како удаљени клијент може бити и систем управљања у електрани (DCS, SCADA), у зависности од карактеристика улазног степена удаљеног клијента, аналогни излаз може бити напонски или струјни. Напонски се примењује за мале удаљености и окружење без сметњи, а струјни за веће удаљености или за окружење са

сметњама. Применом прецизног 16-битног D/A конвертора са подесивим типом излаза, преко изоловане SPI комуникационе линије између микроконтролера и конвертора се обезбеђује одговарајући аналогни излаз. Аналогни излаз је реализован тако да може бити једна од следећих могућности:

1. Напонски излаз 0-5 V, 0-10 V, ± 5 V или ± 10 V са грешком од $\pm 0.01\%$ и ± 2 ppm/ $^{\circ}\text{C}$ температурне промене,
2. Струјни излаз 0-20 mA или 4-20 mA, са грешком од $\pm 0.01\%$ и ± 3 ppm/ $^{\circ}\text{C}$ температурне промене,

Реализован је један аналогни струјни излаз 4-20 mA који се даље прослеђује у аквизициони систем у оквиру система побуде где се користи за приказ измерене средње вредности температуре намотаја ротора.

Бинарни излазни сигнали су релејног типа са безнапонским радним контактима. Релејима се управља из микропроцесора. Постоји укупно три бинарна излазна сигнала: један је статусни (уређај је у раду), док су преостала два конфигурабилна. Улога конфигурабилних бинарних излаза је алармног типа тј. слање информације о достизању задате вредности неке од следећих величина: средња вредност температуре намотаја ротора, температуре најтоплије тачке намотаја ротора (која се израчунава на основу средње вредности температуре), напона побуде, струје побуде или губитака снаге у намотају ротора генератора. Сваки од аларма се по потреби може искључити, активирати при достизању подешене вредности тренутно или са дефинисаном временском задршком. Праг искључења аларма се задаје кроз вредност хистерезиса.

Даљинска серијска комуникацијареализована је у виду изоловане RS485 двожишне везе применом Modbus RTU протокола. Параметри комуникације су подесиви у циљу омогућавања повезивања модула са било којим клијентом који подржава Modbus RTU серијску комуникацију. Овим путем могу се дојављивати средња и највећа вредност температуре намотаја ротора као и статуси аларма и бинарних излазних сигнала.

Језгро модула чини 32-битни ARM микроконтролер са радним тактом од 60 MHz. Апликативни софтвер реализован је у виду неколико задатака поређаних по приоритетима:

1. Мерење, обрада и прорачун средње и максималне вредности температуре намотаја ротора,
2. Системска комуникација за праћење рада помоћу рачунара и наменског софтвера,
3. Даљинска комуникација за приказ величина од интереса помоћу Modbus RTU серијске везе.

Конфигурација свих параметара модула ROTEMP врши се помоћу специјалног софтверског пакета у оквиру којег је могуће пратити и већи број радних вредности модула као нпр. отпор роторског кола, процењену вредност средње и максималне температуре намотаја ротора, статусе аларма и др.

4.2.2 Директан метод мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора

Директно мерење температуре намотаја ротора (међуполних веза) извршено је у циљу надзора локалних вредности температура. Систем се састоји од следећих елемената:

1. Роторска аквизиционо комуникациона јединица,
2. Статорска комуникациона јединица,
3. Дигитални мерни сензори за мерење температуре постављени на ротору,
4. Остали помоћни елементи: спојне кутије, везе и напајање.

Роторска јединица има улогу скупљања података о измереним вредностима температуре са свих постављених температурних сензора. Осим тога, она шаље информацију о измереним вредностима температуре појединачних сензора статорској јединици. Уграђена у посебну кутију и монтирана је на самом ротору хидрогенератора. У њеној близини монтирана је и *Wi-Fi* антена која служи за пренос података о измереним вредностима температуре појединачних сензора од роторске до статорске јединице. Напајање роторске јединице је изведено са шинских веза које од система побуде долазе до намотаја ротора генератора, а смештено је у посебну кутију.

Статорска јединица има улогу пријемника података које шаље роторска јединица. Уграђена је у посебну кутију и смештена изван бурета генератора. Слично као за роторску јединицу, поред ње је монтирана *Wi-Fi* антена помоћу које ова јединица комуницира са роторском. Напајање статорске јединице врши се једносмерним напоном 24 V из ормара напајања.

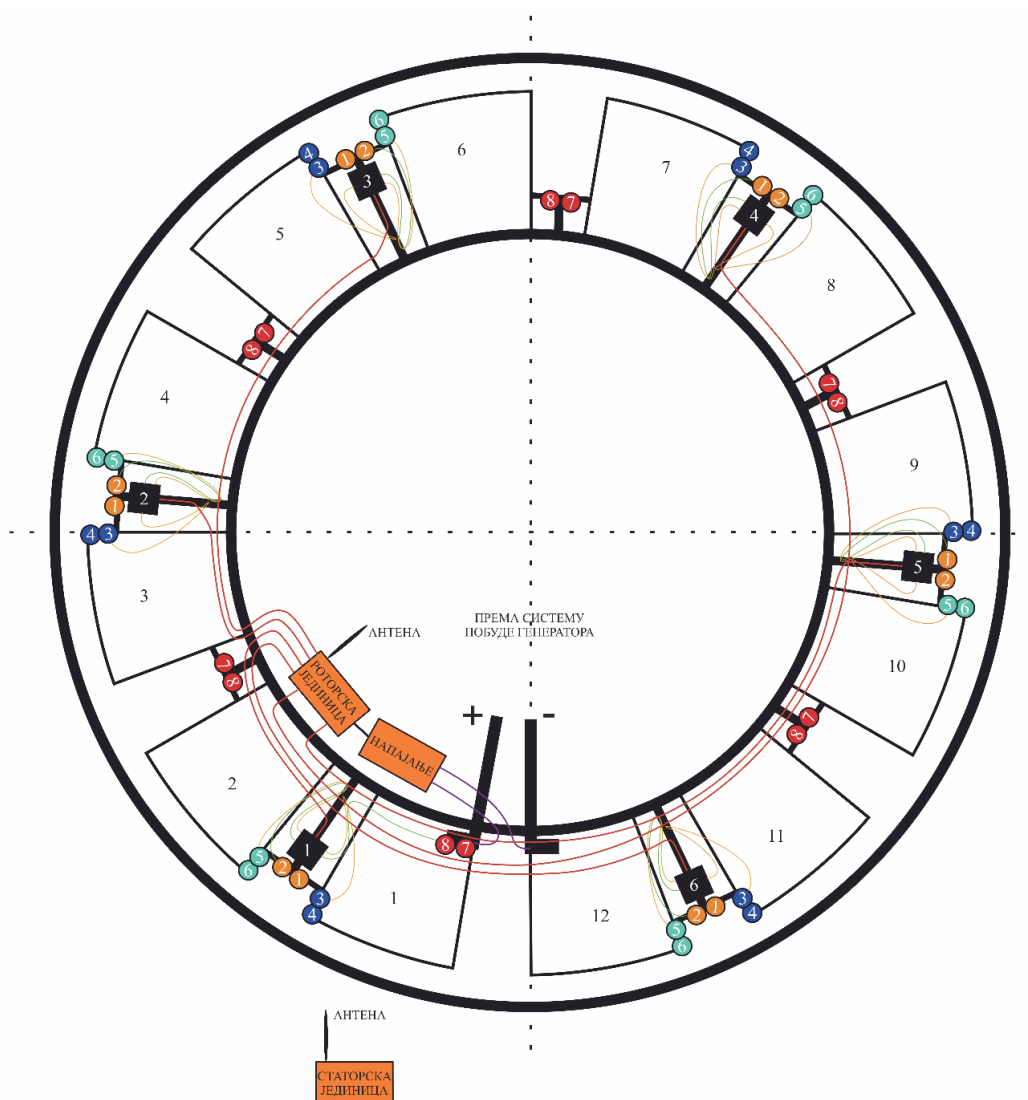
Примењени дигитални мерни сензори за мерење температуре делова ротора су DS18S20+ у квиру којих се обавља дигитализација мерења и због тога је цео мерни систем отпоран на сметње. Сензори су међусобно повезани путем три проводника у паралелни спој. Сваки сензор има свој серијски број захваљујући коме роторска јединица комуницира са сваким појединачним сензором. На тај начин омогућено је да више сензора буде спојено на исту сабирницу. Техничке карактеристике постављених температурних сензора су [86]:

- Опсег мерења: -55°C до 125°C ,
- Тачност мерења: $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$,
- Резолуција мерења: 9-битна,
- 64-битни серијски број,
- Напајање: једносмерно 3 до 5,5 V.

На слици 4.9 приказан је распоред постављених сензора за мерење температуре делова ротора хидрогенератора. Укупно је постављено 48 сензора за мерење температуре који су распоређени по читавом обиму ротора и подељени у следеће групе:

1. Група сензора која је постављена на спољашњим међуполним везама (наранџасти кругови на слици 4.9)
2. Група сензора која је постављена на унутрашњим међуполним везама (црвени кругови на слици 4.9)
3. Група сензора постављена на гвожђу пола ротора на страни на коју наилази расхладни ваздух приликом обртања ротора (плави кругови на слици 4.9)
4. Група сензора постављена на гвожђу пола ротора на супротној страни (заветрини) од оне на коју наилази расхладни ваздух приликом ротације ротора (зелени кругови на слици 4.9)

На слици 4.10 приказан је детаљ постављеног DS18S20+ сензора за мерење температуре спољашње међуполне везе ротора хидрогенератора.



Слика 4.9: Распоред постављених сензора за директно мерење температуре делова ротора хидрогенератора

На свакој од наведених позиција ради повећања поузданости мерења постављена су по два температурна сензора.

Систем за температурни мониторинг ротора покреће се аутоматски приликом старта хидроагрегата, тачније одмах након укључења побуде хидрогенератора јер се читав систем напаја са шинских веза од система побуде према намотају ротора. Измерене вредности температуре се приказују на систему аквизиције у оквиру којег је шематски једнозначно обележена позиција и вредност температуре сваког појединачног температурног сензора.



Слика 4.10: Приказ постављеног сензора за мерење температуре спољашње међуполне везе и гвожђа пола ротора хидрогенератора

4.2.3 Оглед загревања реалног хидрогенератора

Оглед загревања синхроног генератора је један од типских тестова који се спроводи у циљу одређивања температура и пораста температура активних делова генератора при раду генератора са одређеним оптерећењем. Према [7] оглед загревања се може извршити применом 4 различите методе од који је најједноставнија метода конвенционалног оптерећења (енгл. *conventional loading*). Ова метода подразумева да генератор ради повезан на мрежу са одређеном активном и реактивном снагом све до постизања термички устаљеног стања тј. да се пораст температуре било ког дела машине не мења више од 2K/h [27]. Пораст температуре одређеног дела генератора представља разлику између температуре тог дела, мерене једном од метода из поглавља 2.4, и температуре расхладног средства.

Оглед загревања хидрогенератора у ХЕ „Пирот“ извршен је применом методе конвенционалног оптерећења. Предвиђено је било да хидрогенератор ради у 6 различитих режима рада, са одговарајућим вредностима активне P и реактивне Q снаге, до успостављања термички устаљеног стања. Подаци о жељеним радним режимима хидрогенератора током огледа загревања приказани су у табели 4.1.

Табела 4.1: Жељени радни режими хидрогенератора током огледа загревања

Режим бр. 1	$P=30 \text{ MW}$, $Q=0 \text{ MVar}$; $\cos \varphi=1,0$
Режим бр. 2	$P=40 \text{ MW}$, $Q=0 \text{ MVar}$, $\cos \varphi=1,0$
Режим бр. 3	$P=40 \text{ MW}$, $Q=19,4 \text{ MVar}$, $\cos \varphi=0,9$ индуктивно
Режим бр. 4	$P=30 \text{ MW}$, $Q=14,5 \text{ MVar}$, $\cos \varphi=0,9$ индуктивно
Режим бр. 5	$P=30 \text{ MW}$, $Q=-5,5 \text{ MVar}$, $\cos \varphi=0,98$ капацитивно
Режим бр. 6	$P=40 \text{ MW}$, $Q=-4,5 \text{ MVar}$, $\cos \varphi=0,99$ капацитивно

Хлађење генератора је присилно, струјом расхладног ваздуха у затвореном вентилационом кругу. Кружну циркулацију расхладног ваздуха обезбеђују два радијална вентилатора смештена са горње и доње стране ротора који убацују ваздух у међуполни простор. Вентилационим деловањем полова ротора ваздух се усмерава према вентилационим каналима језгра статора односећи топлоту која се развија у намотају и језгру статора. На даље, загрејани ваздух пролази кроз кућиште генератора и предаје топлоту расхладној води у измењивачима топлоте вода-ваздух (хладњацима) који се налазе по обиму кућишта статора. Охлађени ваздух излази из хладњака генератора и дели се у две струје, горњу и доњу. Горња струја хладног расхладног ваздуха се преко горњег дела бурета генератора поново деловањем вентилатора убацује у међуполни простор, док се доња струја хладног расхладног ваздуха враћа доњим делом бурета генератора и вентилаторским деловањем улази у међуполни простор. Овакав начин хлађења генератора се према смеру протока расхладног ваздуха може сврстати у радијално-аксијалне шеме вентилације [87].

Током спровођења огледа загревања мерене су све релевантне електричне величине и температуре делова генератора. У табели 4.2 приказане су измерене минималне и максималне вредности температура са мониторинг система ротора (за групе сензора ϑ_1 - ϑ_4), струје ротора I_f , температуре хладног ваздуха ϑ_{h_vaz} , активне снаге P , реактивне снаге Q и средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора помоћу инсталираног уређаја за индиректно мерење ϑ_{f_avg} на крају сваког режима огледа загревања у термички устаљеном стању.

Табела 4.2: Измерене величине на крају сваког режима огледа загревања у термички устаљеном стању

Бр. реж	ϑ_1 [°C] Мин/Макс	ϑ_2 [°C] Мин/Макс	ϑ_3 [°C] Мин/Макс	ϑ_4 [°C] Мин/Макс	I_f [A]	ϑ_{h_vaz} [°C]	P [MW]	Q [MVAr]	ϑ_{f_avg} [°C]
1.	43/44	46/48	38/40	42/44	384.	23.00	30	0	78
2.	48/49	52/54	42/44	47/50	450.	24.50	40	0	90
3.	52/54	58/60	45/48	52/57	604.	25.30	40	19.4	113
4.	47/48	51/54	41/44	47/50	534.	23.70	30	14.5	97
5.	42/44	46/48	38/39	41/44	333.	23.10	30	-5.5	76
6.	47/49	51/53	42/43	46/49	412.	24.50	40	-4.5	86

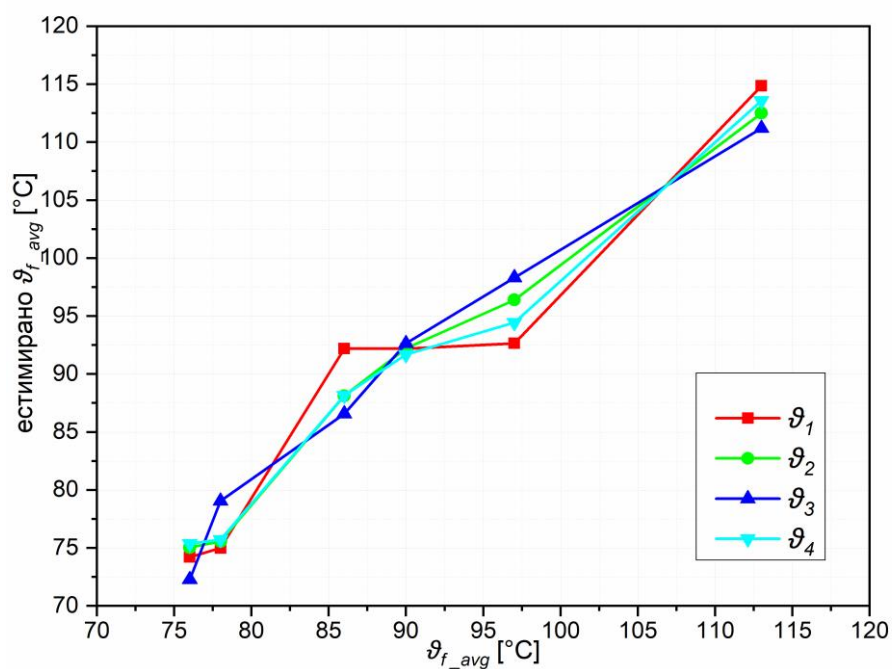
4.2.4 Одређивање коефицијената модела на основу експерименталних мерења из огледа загревања

Коефицијенти развијених естиматорских модела из једначина (4.7) и (4.10) одређени су применом метода најмањих квадрата [75] на експериментално измерене податке из Табеле 4.2. Одређене вредности коефицијента приказане су у табели 4.3.

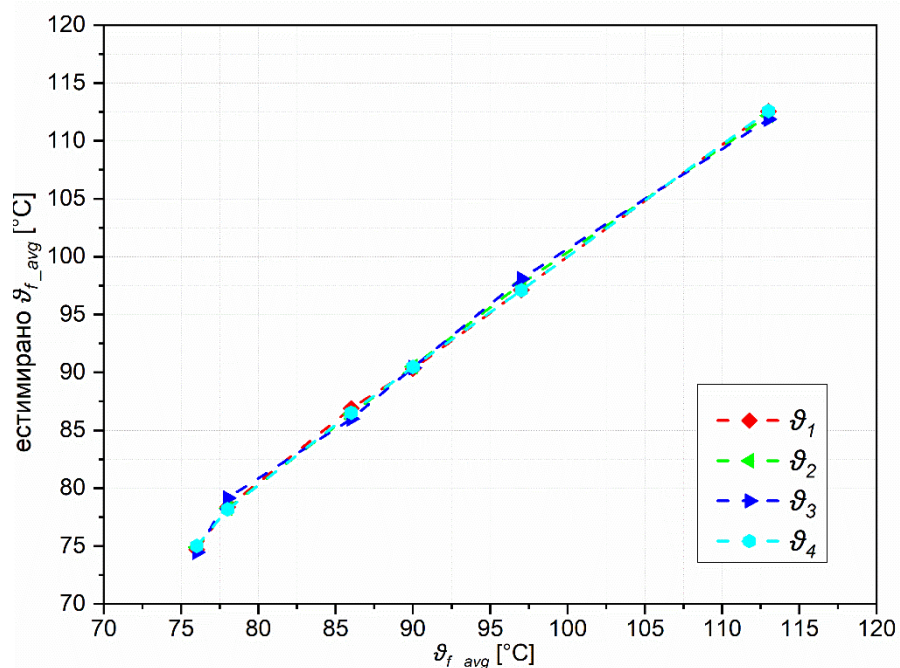
Табела 4.3: Коефицијенти естиматорских модела бр. 1 и бр. 2

Група сензора	C_4	C_5	C_8	C_9	C_{10}
ϑ_1	5.78	-7.80	1	0.0001024	0.837
ϑ_2	4.08	-5.23	1	0.00009337	0.716
ϑ_3	6.03	-7.10	1	0.0001028	1.042
ϑ_4	3.52	-3.44	1	0.00008879	0.916

На сликама 4.11 и 4.12 приказане су естимирани вредности средње температуре намотаја ротора хидрогенератора у зависности од средње вредности добијене применом индиректне методе, респективно за модел број 1 и модел број 2.

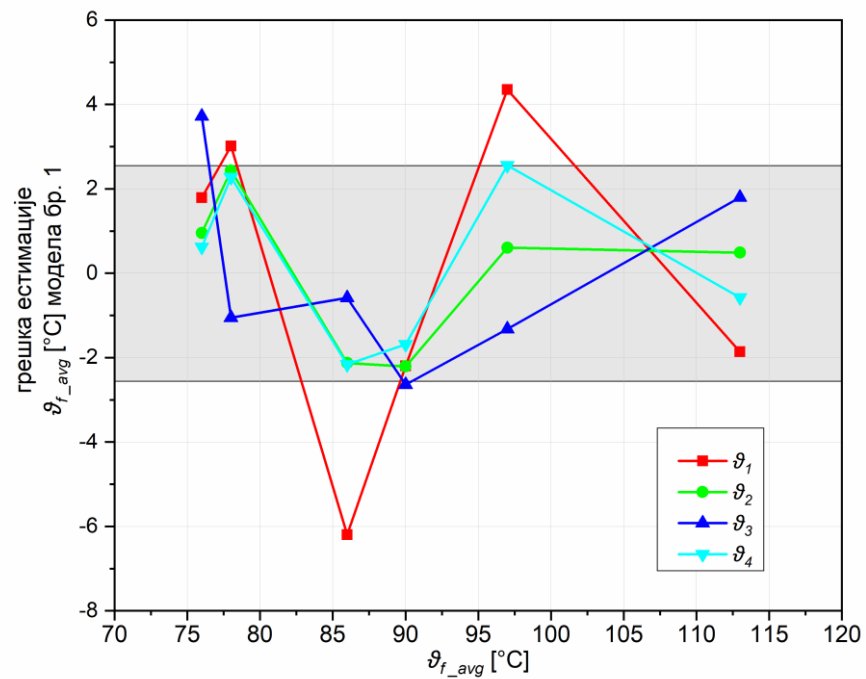


Слика 4.11: Естимирана средња вредност температура намотаја ротора у зависности од измерене индиректним путем, применом модела број 1

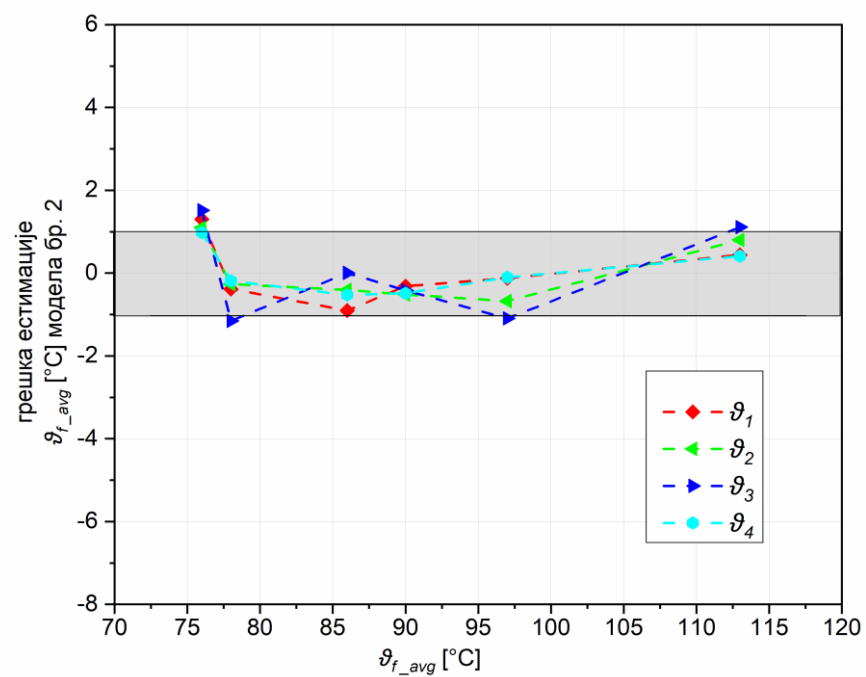


Слика 4.12: Естимирана средња вредност температура намотаја ротора у зависности од измерене индиректним путем, применом модела број 2

Грешка естимације израчуната као разлика између естимиране вредности средње температуре намотаја ротора и измерене индиректним методом приказана је на слици 4.13 и 4.14, респективно за естиматорски модел бр. 1 и бр. 2.



Слика 4.13: Грешка естимације средње температуре намотаја ротора применом модела бр. 1



Слика 4.14: Грешка естимације средње температуре намотаја ротора применом модела бр. 2

На основу слика 4.11 и 4.12 закључује се да грешка естимације средње вредности температуре намотаја ротора применом модела за естимацију бр. 1 износи $\pm 6^\circ\text{C}$, док је иста значајно мања код модела бр. 2 који као улазни параметар користи и струју ротора (побуде) и износи $\pm 1^\circ\text{C}$.

Такође, на основу слика 4.13 и 4.14 закључује се да тачност естимације средње температуре намотаја ротора веома зависи од позиције температурног сензора *on-line* температурног мониторинг система и то тако да је тачност већа код сензора који припадају групама два ϑ_2 и четири ϑ_4 код којих је грешка естимације у опсегу $\pm 2.5^\circ\text{C}$, у односу на групе сензора један ϑ_1 и три ϑ_3 .

4.2.5 Испитивање сензитивности развијених модела

Упрошћена практична анализа осетљивости је спроведена за оба развијена модела естимације у циљу одређивања зависности утицаја промене сваког од улазних параметара (независне променљиве) из модела на тачност естимације средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора, уз претпоставку да су остале независне променљиве константне. Анализа је урађена за режим број 3, из Табеле 4.2, када је хидрогенератор радио у номиналној радној тачки. Како су независне променљиве у моделима температуре (хладног ваздуха и температура са *on-line* температурног мониторинг система) и струја побуде није било згодно увођење система релативних јединица (*per unit*). Температуре као независне променљиве су мењане за вредност $0,5^\circ\text{C}$ која одговара грешци мерења Pt100 сонде класе Б на температури 40°C (референтна вредност хладног ваздуха) [88], а струја побуде за усвојену грешку естимације струје ротора од 1% (када се струја која тече кроз намотај ротора не мери директно). Осетљивост је представљена као разлика $\Delta\vartheta_{f_avg}$ између измерене средње вредности температуре намотаја ротора одређене применом индиректне методе ϑ_{f_avg} и естимиране вредности применом модела за естимацију бр. 1 и бр. 2 за претпостављену промену једне улазне независне променљиве (преостале независно променљиве су константне). Резултати анализе осетљивости за оба модела естимације приказани су у табели 4.4.

Табела 4.4: Израчуната осетљивост модела за естимацију средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора

Група сензора	Осетљивост 1 модела 1 ^{1*}	Осетљивост 2 модела 1 ^{2*}	Осетљивост 1 модела 2 ^{3*}	Осетљивост 2 модела 2 ^{4*}	Осетљивост 3 модела 2 ^{5*}	Осетљивост 3 модела 2 ^{6*}
ϑ_1	-2.89	3.90	-3.83	-0.75	-0.50	-0.42
ϑ_2	-2.04	2.62	-3.49	-0.68	-0.50	-0.36
ϑ_3	-3.03	3.55	-3.85	-0.75	-0.50	-0.52
ϑ_4	-1.76	1.72	-3.49	-0.68	-0.50	-0.46

1* $\Delta\vartheta_{f_avg}$ за $\vartheta_{mer} + 0.5^\circ\text{C}$, 2* $\Delta\vartheta_{f_avg}$ за $\vartheta_{h_vaz} + 0.5^\circ\text{C}$, 3* $\Delta\vartheta_{f_avg}$ за $I_f + 5\%$ I_f , 4* $\Delta\vartheta_{f_avg}$ за $I_f + 1\%$ I_f , 5* $\Delta\vartheta_{f_avg}$ за $\vartheta_{mer} + 0.5^\circ\text{C}$, 6* $\Delta\vartheta_{f_avg}$ за $\vartheta_{h_vaz} + 0.5^\circ\text{C}$

На основу табеле 4.4 приметно је да је грешка естимације средње вредности температуре намотаја ротора мања код модела бр. 2 уколико струја намотаја ротора може да се естимира са тачношћу већом од 5% (у [72] грешка естимације струје ротора је 2%). На основу апсолутне вредности грешке естимације добијене анализом осетљивости, закључује се да су групе сензора ϑ_2 и ϑ_4 најмање осетљиве. Главни узрок

различите осетљивости између различитих група сензора су позиција групе сензора и изложеност струји расхладног ваздуха.

5 ВЕРИФИКАЦИЈА РАЗВИЈЕНОГ СПРЕГНУТОГ ТЕРМИЧКО-ЕЛЕКТРИЧНОГ МОДЕЛА НАМОТАЈА РОТОРА ХИДРОГЕНЕРАТОРА НА ОСНОВУ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ МЕРЕЊА НА РЕАЛНОМ ХИДРОГЕНЕРАТОРУ

У овом поглављу приказана је извршена верификација модела са примарним циљем квантификације и изградње кредибилитета у развијени нумерички модел. Кроз процес верификације су акумулирани докази о исправности и тачности развијених модела за специфичан сценарио који треба да дају доказ да је модел довољно тачан за своју предвиђену употребу. Верификација је омогућила корекције у параметрима модела тако да буде исправан и тачан за што је могуће већи број сценарија. У другом делу је верификовани спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора искоришћен за одређивање температуре најтоплије тачке.

5.1 Верификација развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора на основу експерименталних мерења из огледа загревања на реалном хидрогенератору

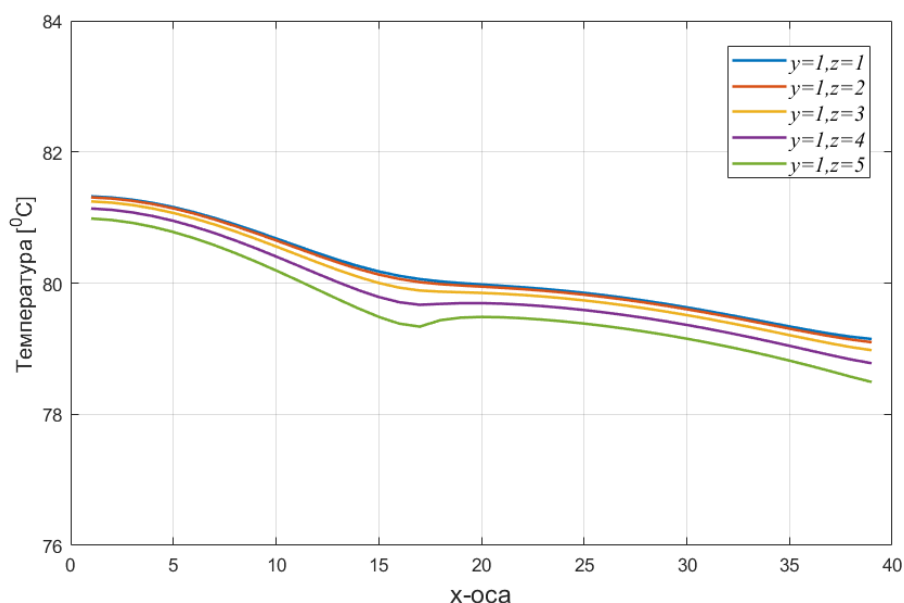
Експериментална мерења урађена током спровођења огледа загревања реалног хидрогенератора у ХЕ „Пирот“ употребљена су за верификацију развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора. У току процеса верификације јавила се потреба за кориговањем коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом у циљу усклађивања измерених и на основу модела израчунатих средњих вредности отпорности намотаја ротора. Она се објашњава чињеницом да су једначине (3.21)-(3.23) изведене за бесконачно широке равне плоче уз које струји расхладни ваздух што не одговара случају од интереса. Наиме, у развијеном моделу намотаја ротора постоји ограничење попречне димензије тока и промена међусобне позиције расхладних површина у односу на идеалне површине за које су приказане емпиријске формуле за израчунавање *Nusselt*-овог броја, једначина (3.21). Нумеричком анализом одређено је да је неопходно извршити корекцију коефицијента преноса топлоте форсираном конвекцијом са површине намотаја пола ротора на расхладни ваздух α_{Cu_vazduh,k_max} мултипликативним коефицијентом вредности 4,9. На исти начин, коефицијент преноса топлоте конвекцијом са гвожђа на расхладни ваздух у ваздушном зазору α_{Fe_vazduh} потребно је кориговати мултипликативним коефицијентом вредности 2,5.

Након ове корекције коефицијената преноса топлоте конвекцијом, извршене су рачунарске симулације коришћењем експерименталних мерења из огледа загревања из табеле 4.2 у циљу верификације развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора. Из техничке документације хидрогенератора преузете су величине о одговарајућим димензијама које представљају улаз у развијени модел:

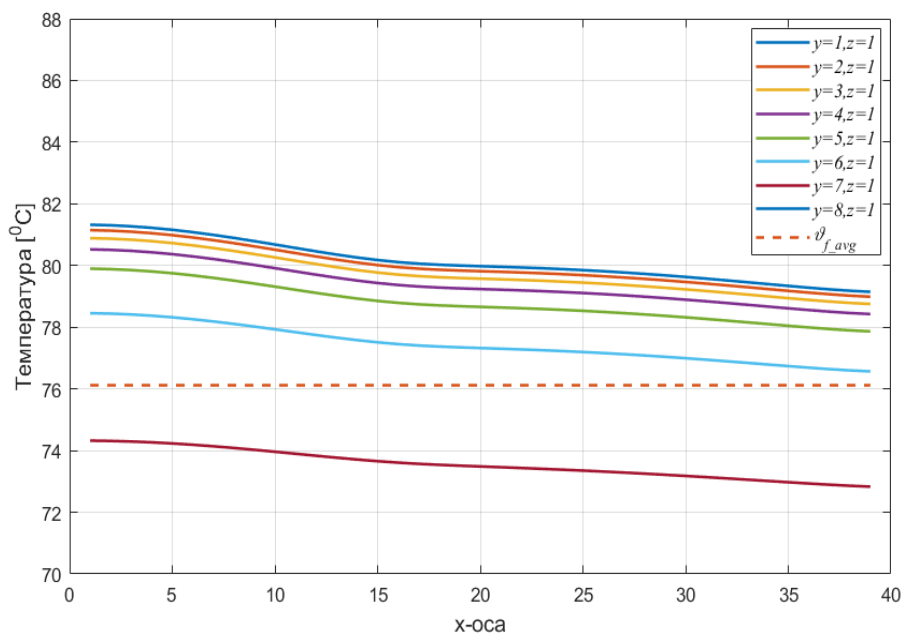
$E=194 \text{ mm}$	$d_{Cu}=2 \text{ mm}$
$F=110 \text{ mm}$	$d_{N_{max}}=0,58 \text{ mm}$
$L=630 \text{ mm}$	$d_{ekv}=d_{Cu}+d_{N_{max}}=0,58 \text{ mm}$
$N=422 \text{ mm}$	$N_t=11$
$\delta=190 \text{ mm}$	$S_{vz}=194 \text{ mm} \times 110 \text{ mm}$
$h=351 \text{ mm}$	$N_i=16$
$\varnothing=100 \text{ mm}$	$d_i=10 \text{ mm}$

На слици 5.1 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора за први режим огледа загревања. При томе је индекс у координате подешен на вредност $y=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.2. Вредност индекса z координате узима вредности од минималне до максималне тј. $z=1-5$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.1 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж z -осе мала и износи реда 1°C , а да је највећа за вредност индекса $z=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса z координате је $z=1$. Такође, на основу графика приказаног на слици 5.1 уочава се да је највећа вредност температуре намотаја ротора дуж x -осе за вредност индекса $x=1$, а то је позиција која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

На слици 5.2 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора и средња вредност температуре за први режим огледа загревања. При томе је индекс z координате подешен на вредност $z=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.1. Вредност индекса у координате узима вредности од минималне до максималне тј. $y=1-8$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.2 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж y -осе изражена и да се мења на начин да се температура чворова развијене термичке мреже намотаја ротора тј. температура намотаја пола ротора смањује са повећањем индекса y -осе. Ово практично значи да се вредност температуре намотаја ротора смањује идући од тела ротора према ваздушном зазору генератора, а да је највећа вредност температуре дуж y -осе на позицији $y=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса у координате је $y=1$. Као и на слици 5.1 највећа вредност температуре дуж x -осе је на позицији $x=1$ која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

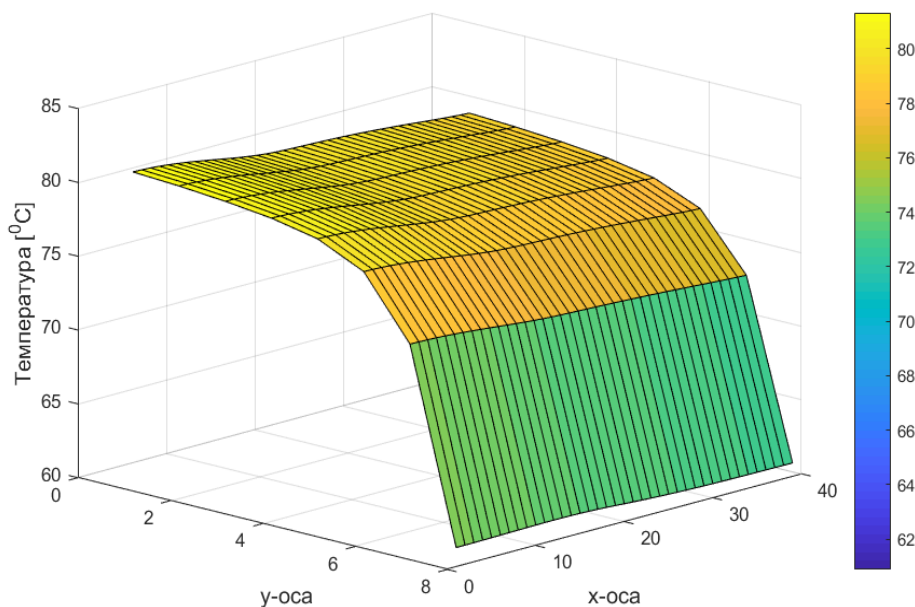


Слика 5.1: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $y=1$ и за различите вредности индекса z , за први режим огледа загревања

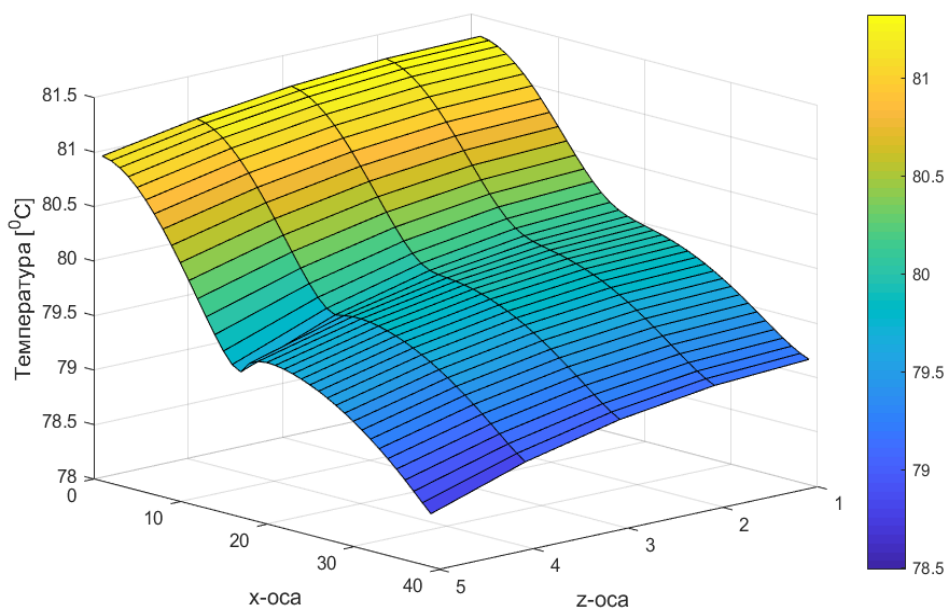


Слика 5.2: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $z=1$ и за различите вредности индекса y , за први режим огледа загревања

На слици 5.3 приказан је 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за први режим огледа загревања. На слици 5.4 приказан је 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за први режим огледа загревања.



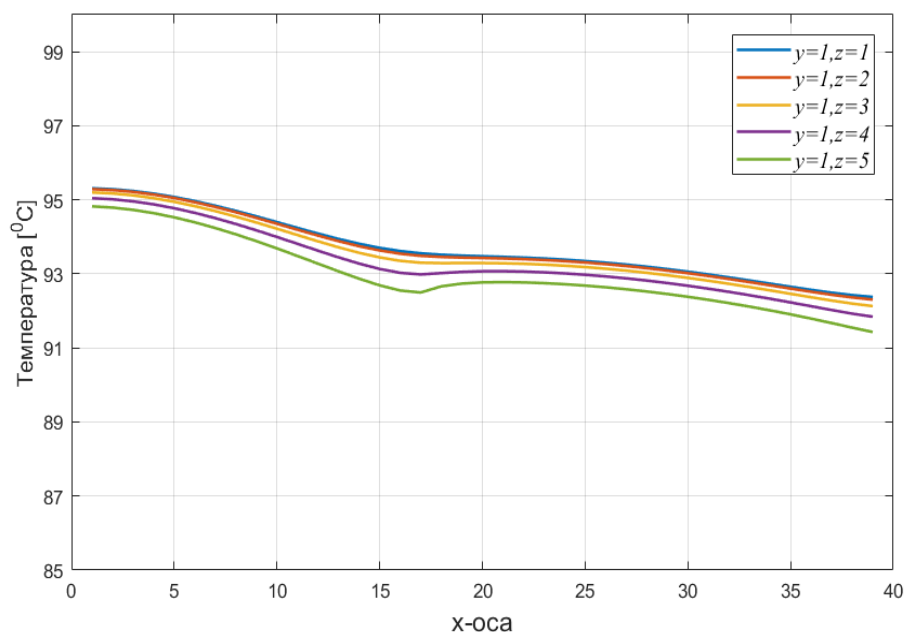
Слика 5.3: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за први режим огледа загревања



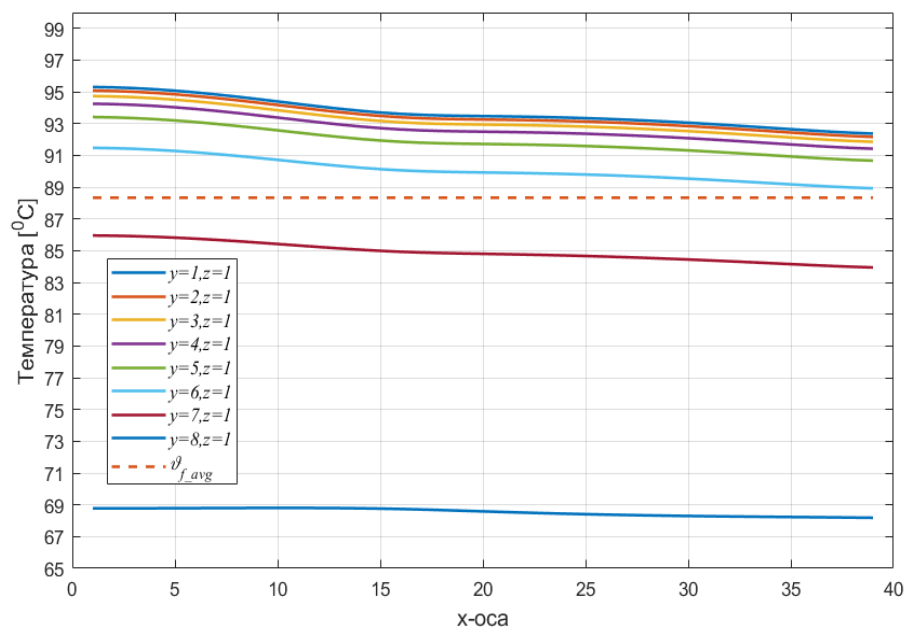
Слика 5.4: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $u=1$, за први режим огледа загревања

На слици 5.5 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора за други режим огледа загревања. Индекс u координате је $u=1$, а мења се вредност индекса z координате у опсегу од минималне до максималне вредности тј. $z=1-5$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.5 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж z -осе мала и износи реда 1°C , а да је највећа за вредност индекса $z=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса z координате је $z=1$. Такође, на основу графика приказаног на слици 5.5 уочава се да је највећа вредност температуре намотаја ротора дуж x -осе за вредност индекса $x=1$, а то је позиција која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

На слици 5.6 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора и средња вредност температуре за други режим огледа загревања. При томе је индекс z координате подешен на вредност $z=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.5. Вредност индекса u координате узима вредности од минималне до максималне тј. $u=1-8$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.6 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж u -осе изражена и да се мења на начин да се температура чворова развијене термичке мреже намотаја ротора тј. температура намотаја пола ротора смањује са повећањем индекса u -осе. Ово практично значи да се вредност температуре намотаја ротора смањује идући од тела ротора према ваздушном зазору генератора, а да је највећа вредност температуре дуж u -осе на позицији $u=1$. Као и на слици 5.5 највећа вредност температуре дуж x -осе је на позицији $x=1$ која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

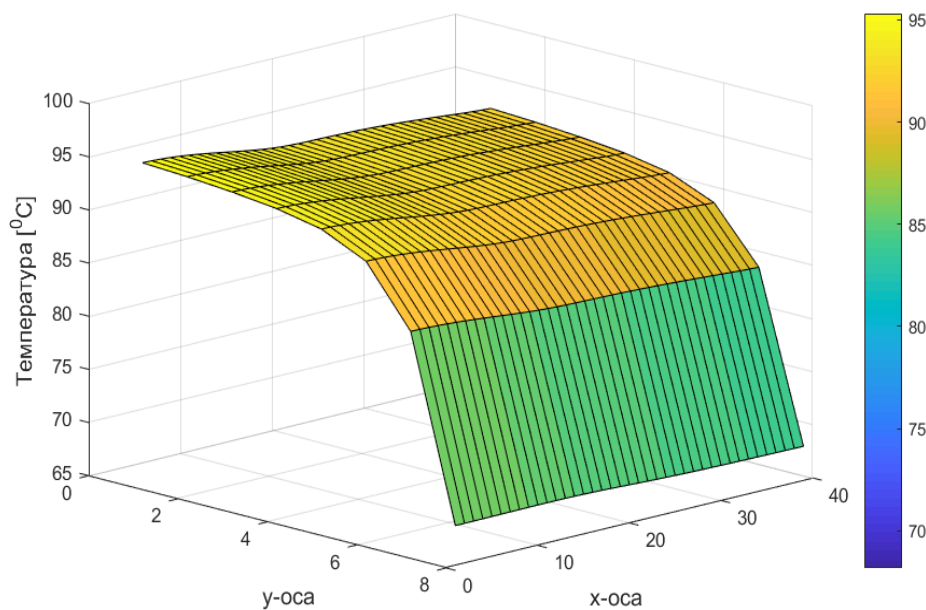


Слика 5.5: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $y=1$ и за различите вредности индекса z , за други режим огледа загревања

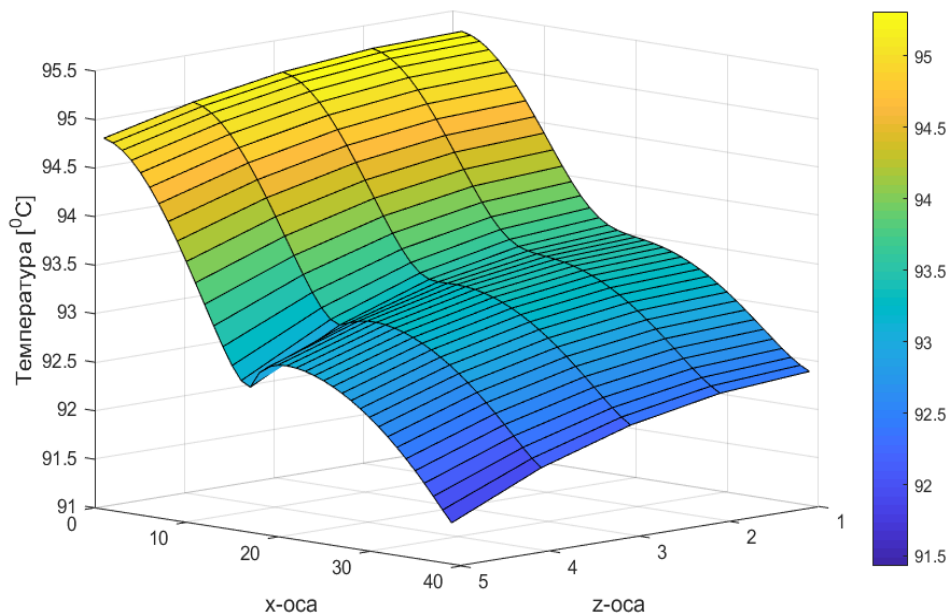


Слика 5.6: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $z=1$ и за различите вредности индекса y , за други режим огледа загревања

На сликама 5.7 и 5.8 приказани су 2D графици расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$ и дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за други режим огледа загревања, респективно.



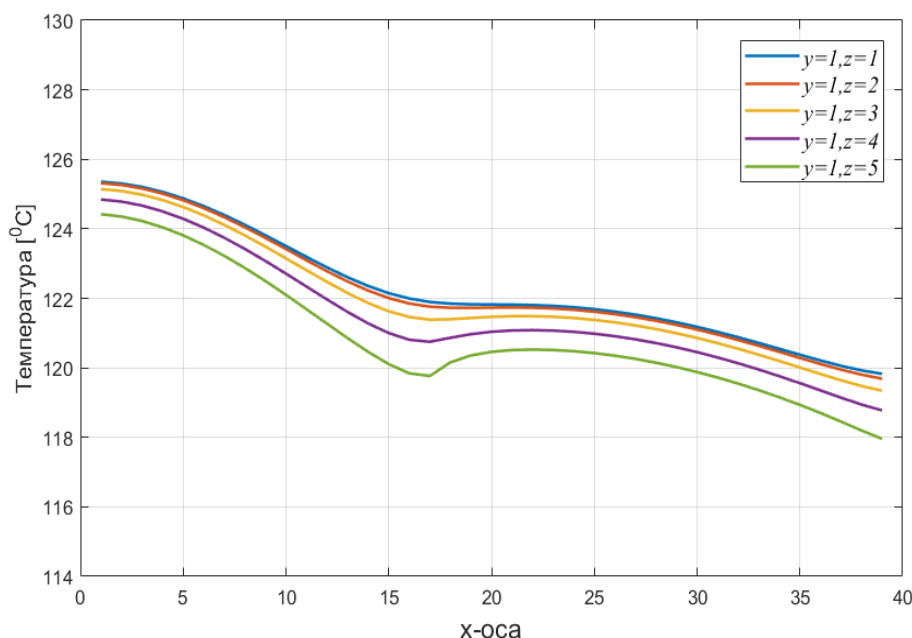
Слика 5.7: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за други режим огледа загревања



Слика 5.8: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за други режим огледа загревања

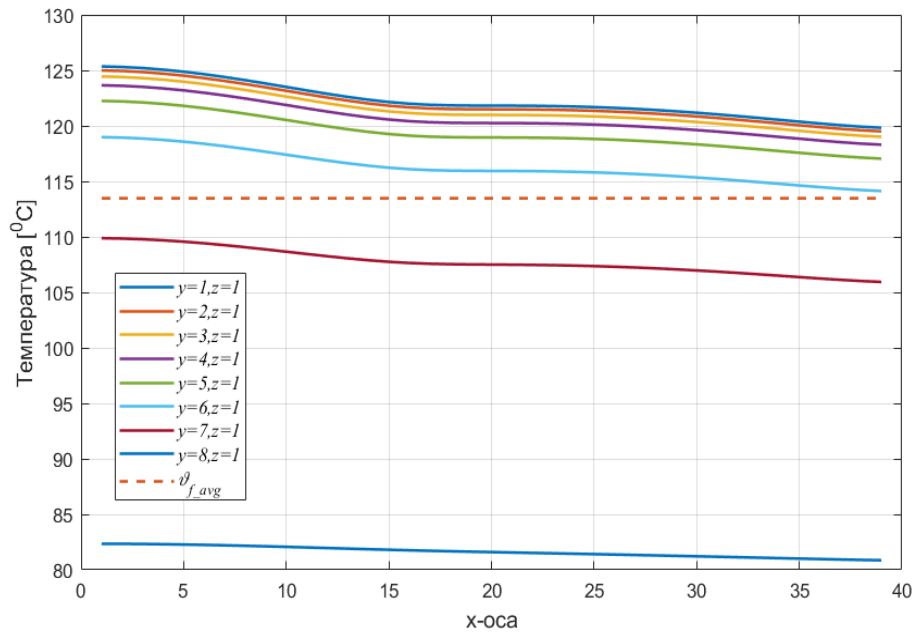
На слици 5.9 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора за трећи режим огледа загревања. Индекс у координате је $y=1$, а мења се вредност индекса z координате у опсегу од минималне до максималне вредности тј. $z=1-5$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.9 уочава се да је промена

температуре намотаја пола ротора дуж z -осе мала (мања од 2°C), а да је највећа за вредност индекса $z=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса z координате је $z=1$. Такође, на основу графика приказаног на слици 5.9 уочава се да је највећа вредност температуре намотаја ротора дуж x -осе за вредност индекса $x=1$, а то је позиција која одговара половини аксијалне висине пола ротора.



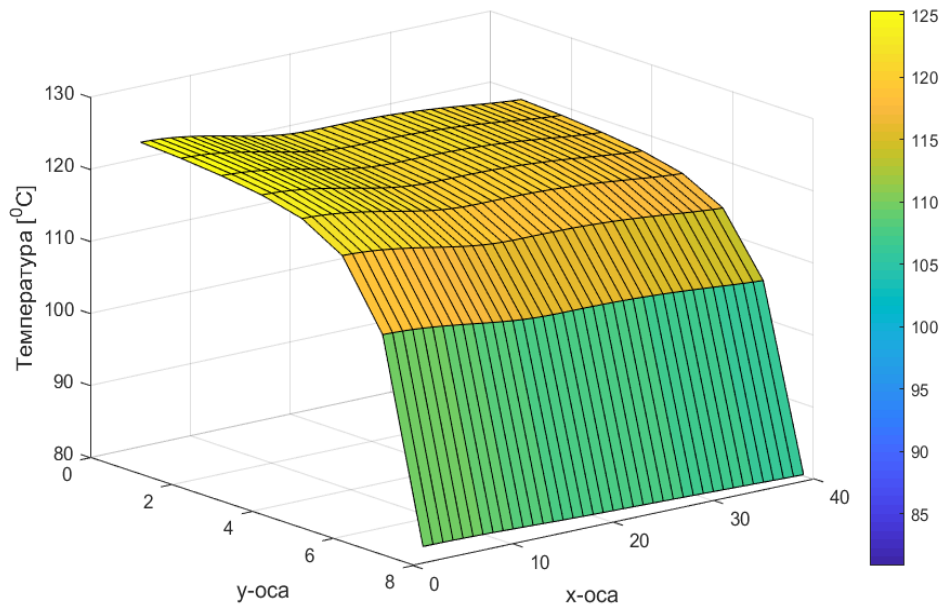
Слика 5.9: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $u=1$ и за различите вредности индекса z , за трећи режим огледа загревања

На слици 5.10 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора и средња вредност температуре за трећи режим огледа загревања. При томе је индекс z координате подешен на вредност $z=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.9. Вредност индекса u координате узима вредности од минималне до максималне тј. $u=1-8$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.10 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж u -осе изражена и да се мења на начин да се температура чворова развијене термичке мреже намотаја ротора тј. температура намотаја пола ротора смањује са повећањем индекса u -осе. Ово практично значи да се вредност температуре намотаја ротора смањује идући од тела ротора према ваздушном зазору генератора, а да је највећа вредност температуре дуж u -осе на позицији $u=1$. Као и на слици 5.9 највећа вредност температуре дуж x -осе је на позицији $x=1$ која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

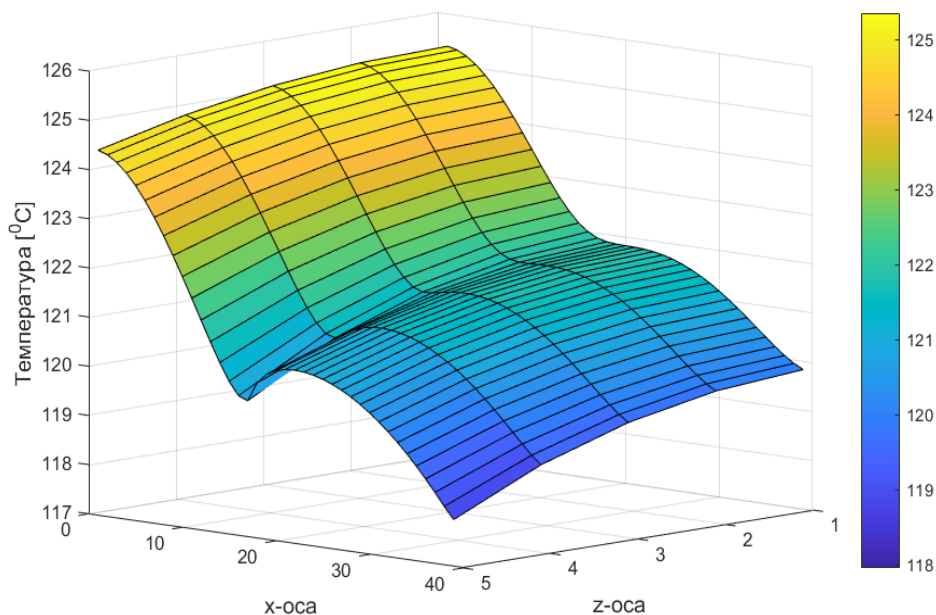


Слика 5.10: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $z=1$ и за различите вредности индекса y , за трећи режим огледа загревања

На сликама 5.11 и 5.12 приказани су 2D графици расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$ и дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за трећи режим огледа загревања, респективно.



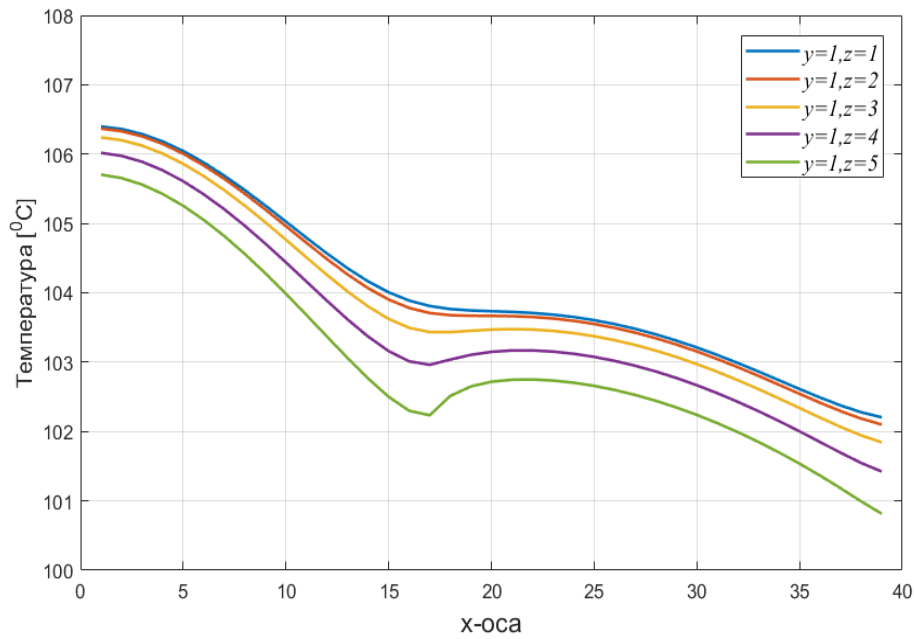
Слика 5.11: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за трећи режим огледа загревања



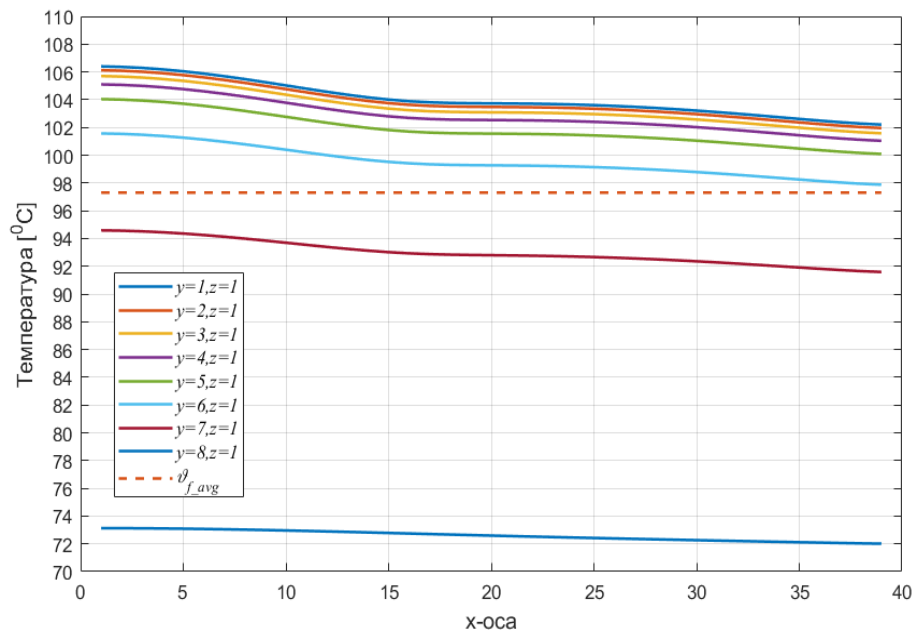
Слика 5.12: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за трећи режим огледа загревања

На слици 5.13 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора за четврти режим огледа загревања. Индекс y у координате је $y=1$, а мења се вредност индекса z координате у опсегу од минималне до максималне вредности тј. $z=1-5$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.13 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж z -осе мала (мања од 2°C), а да је највећа за вредност индекса $z=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса z координате је $z=1$. Такође, на основу графика приказаног на слици 5.13 уочава се да је највећа вредност температуре намотаја ротора дуж x -осе за вредност индекса $x=1$, а то је позиција која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

На слици 5.14 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора и средња вредност температуре за четврти режим огледа загревања. При томе је индекс z координате подешен на вредност $z=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.13. Вредност индекса y у координате узима вредности од минималне до максималне тј. $y=1-8$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.14 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж y -осе изражена и да се мења на начин да се температура чворова развијене термичке мреже намотаја ротора тј. температура намотаја пола ротора смањује са повећањем индекса y -осе. Ово практично значи да се вредност температуре намотаја ротора смањује идући од тела ротора према ваздушном зазору генератора, а да је највећа вредност температуре дуж y -осе на позицији $y=1$. Као и на слици 5.13 највећа вредност температуре дуж x -осе је на позицији $x=1$ која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

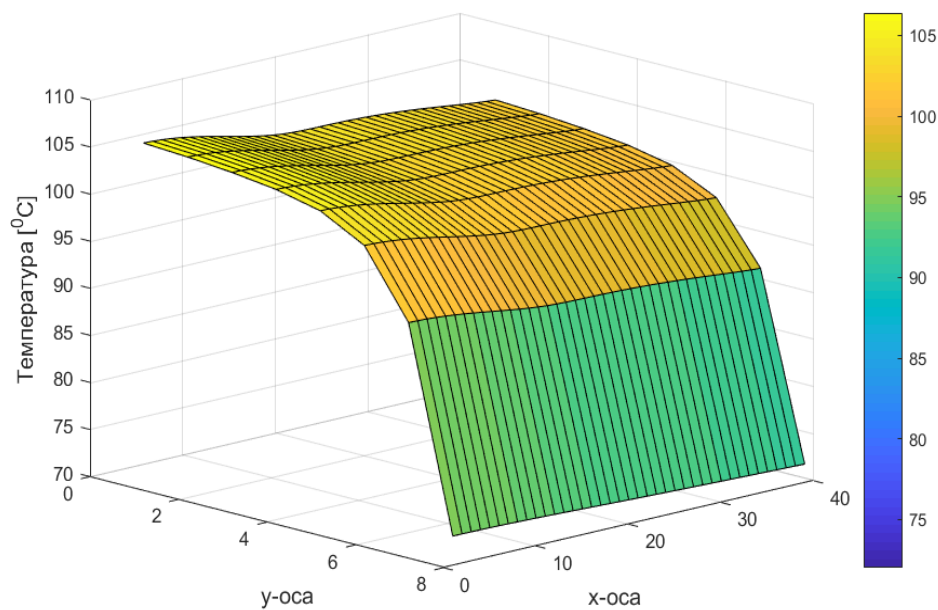


Слика 5.13: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $y=1$ и за различите вредности индекса z , за четврти режим огледа загревања

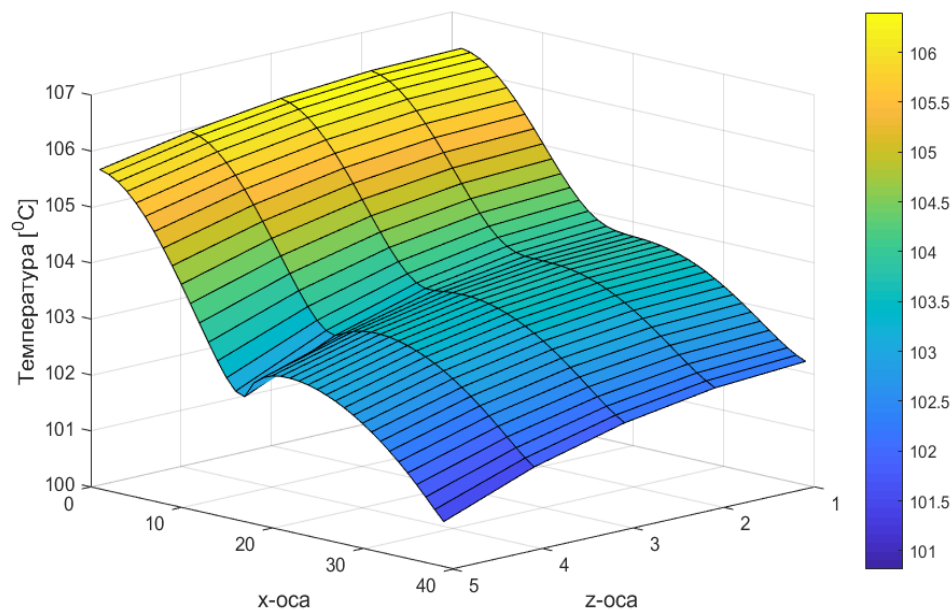


Слика 5.14: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $z=1$ и за различите вредности индекса y , за четврти режим огледа загревања

На сликама 5.15 и 5.16 приказани су 2D графици расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$ и дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за четврти режим огледа загревања, респективно.



Слика 5.15: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за четврти режим огледа загревања

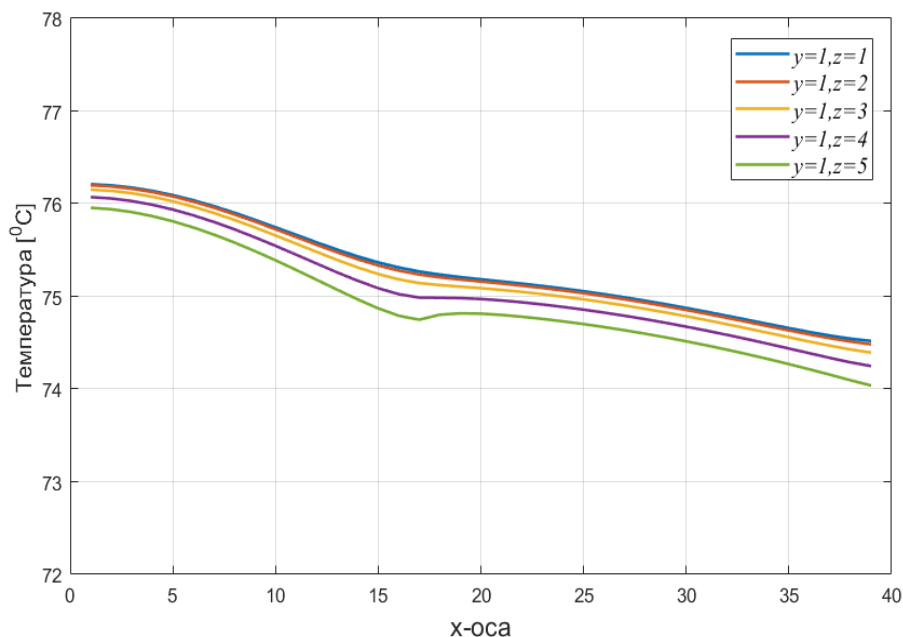


Слика 5.16: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за четврти режим огледа загревања

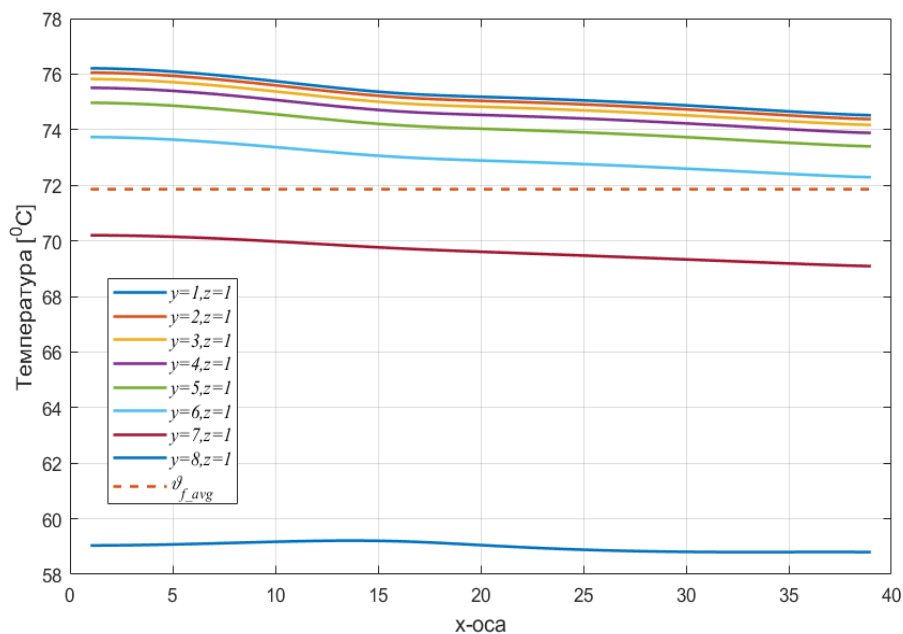
На слици 5.17 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора за пети режим огледа загревања. Индекс у координате је $y=1$, а мења се вредност индекса z координате у опсегу од минималне до максималне вредности тј. $z=1-5$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са

графика расподеле температуре приказаног на слици 5.17 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж z -осе мала (мања од 1°C), а да је највећа за вредност индекса $z=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса z координате је $z=1$. Такође, на основу графика приказаног на слици 5.17 уочава се да је највећа вредност температуре намотаја ротора дуж x -осе за вредност индекса $x=1$, а то је позиција која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

На слици 5.18 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора и средња вредност температуре за пети режим огледа загревања. При томе је индекс z координате подешен на вредност $z=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.17. Вредност индекса y координате узима вредности од минималне до максималне тј. $y=1-8$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.18 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж y -осе изражена и да се мења на начин да се температура чворова развијене термичке мреже намотаја ротора тј. температура намотаја пола ротора смањује са повећањем индекса y -осе. Ово практично значи да се вредност температуре намотаја ротора смањује идући од тела ротора према ваздушном зазору генератора, а да је највећа вредност температуре дуж y -осе на позицији $y=1$. Као и на слици 5.17 највећа вредност температуре дуж x -осе је на позицији $x=1$ која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

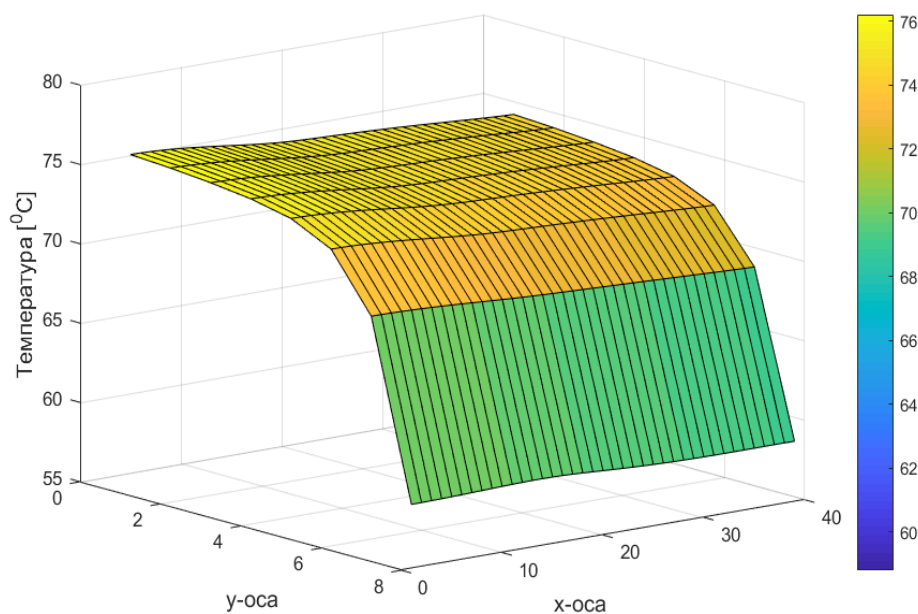


Слика 5.17: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $y=1$ и за различите вредности индекса z , за пети режим огледа загревања

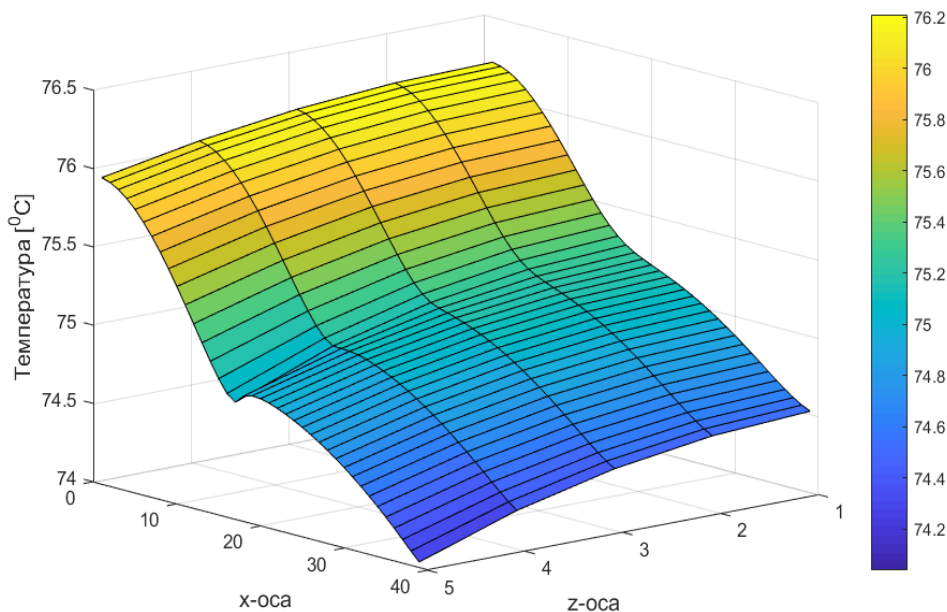


Слика 5.18: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $z=1$ и за различите вредности индекса y , за пети режим огледа загревања

На сликама 5.19 и 5.20 приказани су 2D графици расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$ и дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за пети режим огледа загреваања, респективно.



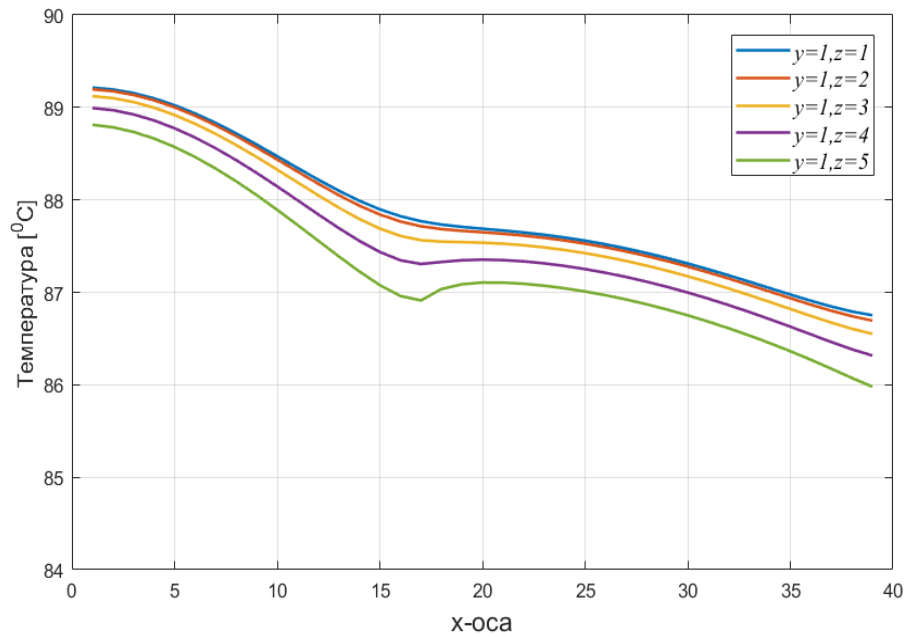
Слика 5.19: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за пети режим огледа загревања



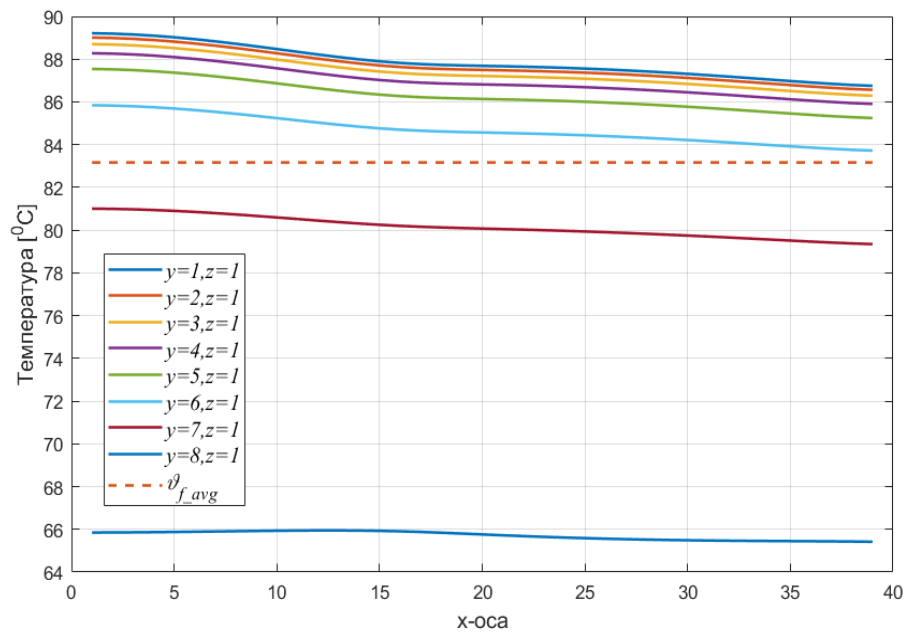
Слика 5.20: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за пети режим огледа загревања

На слици 5.21 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора за шести режим огледа загревања. Индекс y координате је $y=1$, а мења се вредност индекса z координате у опсегу од минималне до максималне вредности тј. $z=1-5$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.21 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж z -осе мала (мања од 1°C), а да је највећа за вредност индекса $z=1$. Из тог разлога у даљим анализама верификације развијеног термичког модела намотаја ротора вредност индекса z координате је $z=1$. Такође, на основу графика приказаног на слици 5.21 уочава се да је највећа вредност температуре намотаја ротора дуж x -осе за вредност индекса $x=1$, а то је позиција која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

На слици 5.22 приказан је график расподеле температуре намотаја ротора дуж x -осе односно расподела температуре дуж исправљене једне четвртине намотаја пола ротора и средња вредност температуре за шести режим огледа загревања. При томе је индекс z координате подешен на вредност $z=1$ јер се управо за ову вредност има највећа вредност температуре дуж ове осе постављеног координатног система, на основу графика расподеле температура намотаја ротора са слике 5.21. Вредност индекса y координате узима вредности од минималне до максималне тј. $y=1-8$ у циљу стицања увида у промену температуре дуж ове осе координатног система. Са графика расподеле температуре приказаног на слици 5.22 уочава се да је промена температуре намотаја пола ротора дуж y -осе изражена и да се мења на начин да се температура чворова развијене термичке мреже намотаја ротора тј. температура намотаја пола ротора смањује са повећањем индекса y -осе. Ово практично значи да се вредност температуре намотаја ротора смањује идући од тела ротора према ваздушном зазору генератора, а да је највећа вредност температуре дуж y -осе на позицији $y=1$. Као и на слици 5.21 највећа вредност температуре дуж x -осе је на позицији $x=1$ која одговара половини аксијалне висине пола ротора.

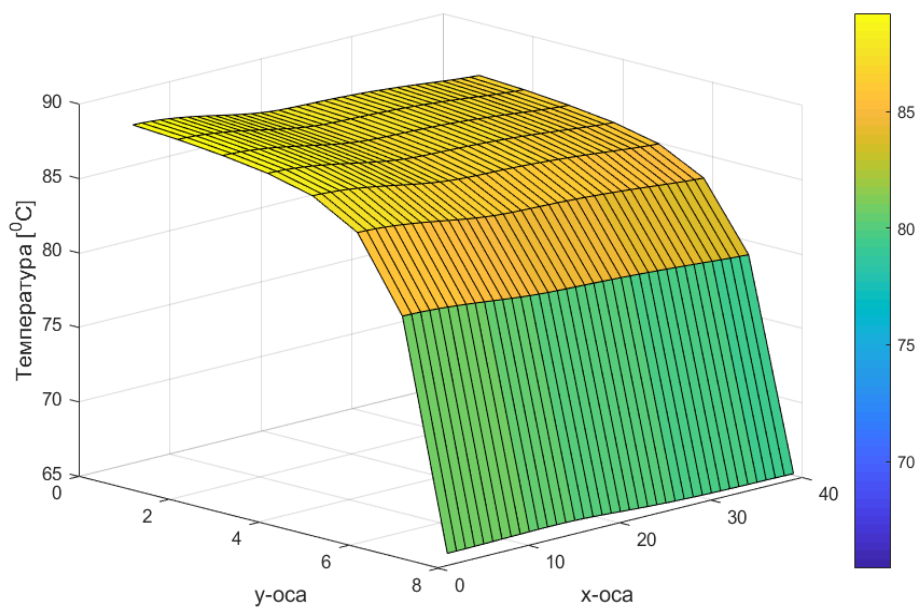


Слика 5.21: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $y=1$ и за различите вредности индекса z , за шести режим огледа загревања

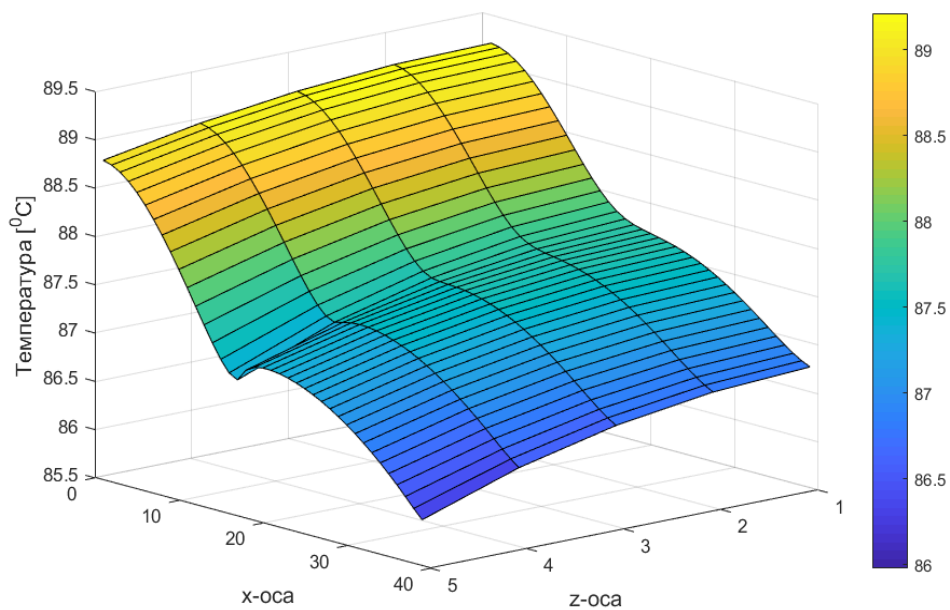


Слика 5.22: График расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе за вредност индекса $z=1$ и за различите вредности индекса y , за шести режим огледа загревања

На сликама 5.23 и 5.24 приказани су 2D графици расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$ и дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за шести режим огледа загревања, респективно.



Слика 5.23: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и y -осе за вредност индекса $z=1$, за шести режим огледа загревања



Слика 5.24: 2D график расподеле температуре намотаја пола ротора дуж x -осе и z -осе за вредност индекса $y=1$, за шести режим огледа загревања

На основу приказаних графика расподеле температуре намотаја пола ротора хидрогенератора добијених на основу развијеног спрегнутог термичког-електричног модела могу се извести следећи закључци:

- Промена температуре дуж z -осе дефинисаног координатног система је мала (унутар 2°C за све режиме огледа загревања). Највећа вредност температуре има се за вредност индекса $z=1$ што одговара позицији намотаја пола ротора тик уз гвожђе пола.
- Промена температуре дуж y -осе дефинисаног координатног система је најизраженија, с порастом индекса расте и вредност температуре намотаја ротора. Ово практично значи да се највећа вредност температуре има за вредност индекса $y=1$ што је позиција завојка намотаја тик уз тело ротора. Такође је приметно да за вредности индекса $y=7$ и $y=8$ температура значајно смањује у односу на претходне. Ова појава објашњава се чињеницом да се завојци намотаја пола ротора који одговарају овим вредностима индекса налазе близу рубе капа пола и у струји расхладног ваздуха и из тог разлога имају знатно боље хлађење.
- Промена температуре дуж x -осе је приметна; највећа вредност температуре се има за вредност индекса $x=1$ што је позиција која одговара средини аксијалне висине пола ротора. С порастом овог индекса тј. крећући се од средине аксијалне висине пола према максималној вредности индекса $x=38$ температура се смањује. Ово је последица повећања брзине струјања расхладног ваздуха дуж x -осе и самим тим и бољег хлађења.
- Температура најтоплије тачке намотаја ротора налази се на позицији $x=1, y=1, z=1$. Максимална вредност температуре најтоплије тачке има се у режиму број 3 огледа загревања (табела 4.2) и износи $\vartheta_{f_max}=125,3^{\circ}\text{C}$. Ова вредност је већа за 12°C у односу на средњу вредност температуре која се добија на основу модела, али и на основу индиректног мерења. Однос температуре најтоплије тачке и средње температуре намотаја ротора је приближно константан коефицијент. Помоћу овог коефицијента могуће је одредити температуру најтоплије тачке на основу естимиране средње вредности температуре намотаја ротора употребом развијеног термичког модела или на неки други начин.
- Развијени спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора даје комплетну термичку слику намотаја ротора. Он омогућава естимацију средње вредности температуре намотаја ротора у термички устаљеном стању. Такође, на основу модела могуће је одредити тачну позицију и вредност температуре најтоплије тачке намотаја ротора.

У циљу верификације развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора одређене су и грешке естимације средње вредности температуре намотаја ротора предметног хидрогенератора. Грешка естимације $\Delta\vartheta_{f_avg}$ је израчуната као разлика између средње вредности температуре које се добијају на основу развијеног модела (средња вредност температуре свих елементарних чворова термичке мреже намотаја ротора) и вредности које су добијене на основу мерења индиректном $U-I$ методом ϑ_{f_avg} током спровођења огледа загревања, табела 4.2. Резултати ове анализе приказани су у табели 5.1, где је са I_f означена измерена вредност струје ротора у термички устаљеном стању на крају сваког од 6 режима огледа загревања.

Табела 5.1: Грешка прорачуна средње вредности температуре намотаја ротора предметног хидрогенератора у односу на измерену вредност применом индиректне U-I методе

Бр. режима	ϑ_{f_avg} [°C]	I_f [A]	$\Delta\vartheta_{f_avg}$ [°C]
1	78	384,0	-1,88
2	90	450,8	-1,66
3	113	604,2	+0,47
4	97	534,8	+0,30
5	76	333,2	-4,14
6	86	412,2	-2,84

На основу резултата приказаних у табели 5.1 може се закључити да развијени спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора даје одличне резултате у случајевима када је ротор хидрогенератора оптерећен струјом која је приближна назначеној вредности (режими број 3 и 4 у табели 5.1). При мањим вредностима оптерећења ротора грешка расте, највећа је у режиму број 5 када је и измерена најмања вредност струје ротора. Грешка естимације прилично правилно зависи од величине струје ротора и могућа је њена компензација глатком функцијом. Свакако, за потребе естимације средње вредности температуре намотаја ротора постигнута тачност је задовољавајућа с обзиром на намену естимиране температуре.

5.2 Коришћење верификованог спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора за одређивање температуре најтоплије тачке

Развијени спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора омогућава добијање комплетне термичке слике намотаја ротора тј. добијање информације о вредностима температуре у свим тачкама намотаја ротора. С аспекта динамичког преоптерећења ротора од интереса је познавање температуре најтоплије тачке намотаја ротора јер управо вредност те температуре одређује колико дуго хидрогенератор може да ради са струјом ротора која је већа од назначене вредности а да не дође до недозвољеног прегревања.

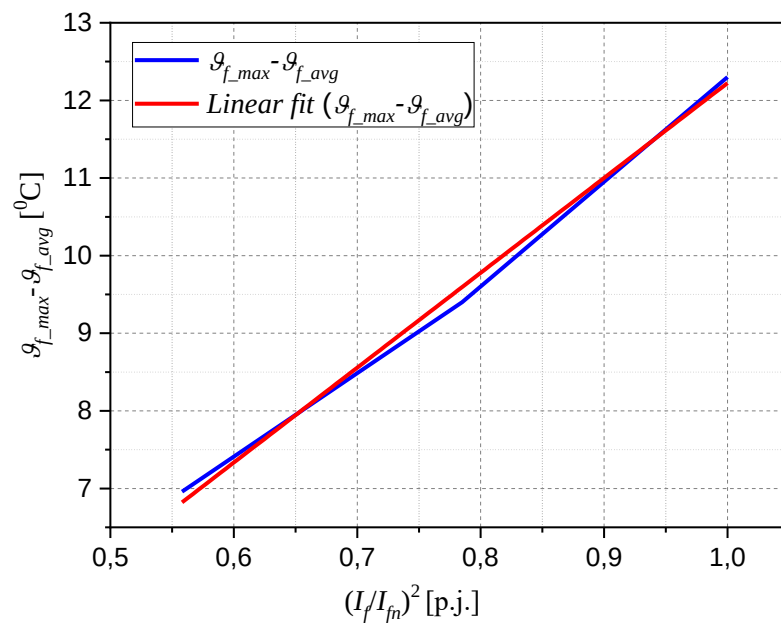
На основу развијеног термичког модела намотаја ротора хидрогенератора температура најтоплије тачке је једнозначно одређена (x , y , z) координатом елементарног чвора развијене термичке мреже намотаја ротора чија је температура максимална. Нумеричким симулацијама свих режима спроведеног огледа загревања хидрогенератора у ХЕ „Пирот“, табела 4.2, температура најтоплије тачке намотаја ротора ϑ_{f_max} се може одредити следећим физички заснованим моделом:

$$\vartheta_{f_max} = \vartheta_{f_avg} + a \frac{I_f^2}{I_{fn}^2} \quad (5.1)$$

где је ϑ_{f_avg} средња вредност температуре намотаја ротора одређена на основу индиректне U-I методе изражена у °C, I_f и I_{fn} измерена вредност струје побуде у одређеној радној тачки и назначена вредност струје побуде, респективно, изражене у амперима и a коефицијент одређен помоћу метода најмање квадратне грешке. Модел омогућава естимацију температуре најтоплије тачке намотаја ротора за било коју радну тачку хидрогенератора уз познавање вредности струје побуде I_f у тој радној тачки,

назначене вредности струје ротора t_j . побуде I_{fn} и средње вредности температуре намотаја ротора ϑ_{f_avg} .

Методом најмање квадратне грешке одређена вредност коефицијента $a=12,2$ уз грешку која је мања од $0,25^{\circ}\text{C}$. На слици 5.25 плавом линијом приказана је зависност разлике максималне температуре намотаја ротора одређене на основу развијеног спрегнутог термичко-електричног термичког модела намотаја ротора хидрогенератора и средње температуре измерене индиректним методом у одговарајућим радним стањима, док је црвеном линијом приказана линеарна апроксимација добијена применом метода најмањих квадрата.



Слика 5.25: Одређивање температуре најтоплије тачке намотаја ротора методом најмање квадратне грешке на основу развијеног спрегнутог термичко-електричног модела

6 ЗАКЉУЧАК

Да би се испитала могућност краткотрајног електричног преоптећивања хидрогенератора у оквиру допуштених расположивих термичких могућности развијен је спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора који омогућава прорачун температуре сваке тачке намотаја ротора.

Потреба за израдом термичког модела намотаја ротора хидрогенератора који би омогућио добијање комплетне термичке слике намотаја ротора и одређивање температуре најтоплије тачке дефинисана је на основу детаљног прегледа литературе. Уочено је да су савремени системи за мониторинг температуре ротора хидрогенератора засновани на индиректном одређивању средње температуре намотаја или директном мерењу температуре у дискретном малом броју тачака. Предности и мане индиректне и директне методе мерења температуре намотаја ротора хидрогенератора детаљно су анализиране. Сагледано је да стандардни начини мерења и мониторинга температуре намотаја не пружају довољно широк скуп података за поуздану естимацију и предикцију термичког стања ротора и утицаја на граничне вредности реактивних снага. Такође је анализиран утицај преосталог расположивог термичког капацитета намотаја ротора на могућност струјног преоптерећења ротора и краткотрајног проширења реактивних могућности синхроног генератора као целине.

Комбиновани спрегнути термичко-електрични модел намотаја ротора хидрогенератора развијен је применом метода коначних разлика за решавање тродимензионалне Фуријеове једначине провођења топлоте у анизотропној средини. Модел је сведен на једну четвртину пола ротора хидрогенератора из разлога геометријске симетрије како самог пола ротора тако и начина струјања расхладног ваздуха унутар хидрогенератора. Четвртина намотаја пола ротора издељена је на елементарне делове тј. чворове, примењени су гранични услови на одговарајући начин, уз усвојене претпоставке. Модел се заснива на итеративном решавању великог броја линеарних једначина провођења топлоте *Gauss-Seidel*-овом методом. На основу модела могуће је одредити температуре свих делова намотаја ротора хидрогенератора, локацију и температуру најтоплије тачке као и средњу вредност температуре намотаја ротора.

Развијен је и детаљно описан алгоритам за одређивање температуре намотаја ротора решавањем развијеног спрегнутог термичко-електричног модела. Улази у алгоритам су параметри ротора и мерења из стандардног скупа мерења хидрогенератора, а на излазу се добијају израчунате вредности температура свих основних топлотних елемената из којих се, даље, према потребама, могу извучити статистички подаци као што су средња, максимална, минимална температура као и координате елемента којима дата температура одговара. Излази из алгоритма представљају значајне податке за моделе који се користе за управљање корисношћу и употребљивом вредности електроенергетских објеката (енгл. *Asset Managment*) као и за дигиталне регулаторе побудних система.

Регулациони захтеви у оквиру дигиталних регулатора побуде детаљно су дефинисани стандардима. Краткотрајно електрично преоптерећивање генератора са циљем повећања реактивне резерве и одржања напона у току поремећаја у ЕЕС-у контролисана су лимитером максималне струје ротора. Пошто су велики генератори повезани на преносну мрежу у обавези да раде у режиму регулације напона на

крајевима генератора струја побуде се мења у корак са променама напона у тачки прикључења. Како су термичке временске константе ротора реда неколико десетина минута, вредноста побудне струје не може бити мера за одређивање преосталог термичког капацитета ротора. Зато се температуре добијене на излазу модела користе као улаз у предложени алгоритам за адаптивно подешавање лимитера максималне струје ротора (побуде) према расположивом термичком капацитету ротора. Анализиран је утицај температуре намотаја ротора хидрогенератора на померање граничне вредности реактивних снага. Дате су смернице како према расположивом термичком капацитету ротора извршити преподешавање и координацију лимитера максималне струје ротора и електричних заштита хидрогенератора.

Кређибилитет развијеног нумеричког модела изграђен је кроз процес верификације. Као што је речено број метода и број мерења температуре ротора је скроман. У циљу подизања поверења у добијене вредности средње температуре намотаја ротора развијена су два термичка модела за естимацију средње вредности температуре намотаја ротора хидрогенератора на основу различитих скупова мерних података. Први естиматорски модел се заснива на мерењу температуре хладног ваздуха и директним мерењима температуре намотаја ротора хидрогенератора у оквиру *on-line* температурног мониторинг система. Други естиматорски модел поред ових мерења узима у обзир и мерење струје побуде.

Верификација предложеног модела за естимацију термичког стања ротора извршена је мерењима на реалном хидрогенератору снаге 44,5 MVA. За те потребе коришћена су мерења са два описана инсталирана система за мерење температуре намотаја ротора реалног хидрогенератора у ХЕ „Пирот“: индиректног и директног. Коришћена експериментална мерења добијена су током спровођења, према стандардима, огледа загревања хидрогенератора у ХЕ „Пирот“. На основу ових мерења извршена је верификација развијеног комбинованог спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора и развијених естиматорских модела за одређивање средње вредности температуре намотаја ротора. Додатно, на основу верификованог спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора развијен је метод за одређивање температуре најтоплије тачке на основу средње вредности температуре намотаја ротора и вредности струје побуде.

Значај развијеног спрегнутог термичко-електричног модела намотаја ротора хидрогенератора је што омогућава добијање комплетне термичке слике, одређивање средње вредности температуре намотаја ротора и тачне локације и вредност температуре најтоплије тачке намотаја ротора хидрогенератора. Развијени термички модел се може користити у електрани као део комплексног експертског система чији би задатак био да врши мониторинг термичког стања ротора, идентификацију евентуалног прегревања ротора, доноси одлуке о дозвољеном краткотрајном преоптерећењу ротора према расположивом термичком капацитету, врши преподешавање лимитера максималне струје побуде и електричних заштита и др.

Значај развијених естиматорских модела огледа се у чињеници што је помоћу њих могуће упоредити два независна система за мерење температуре намотаја ротора хидрогенератора (индиректни и директни метод), детектовати квар једног од мерних система и значајно унапредити мониторинг термичког стања ротора хидрогенератора, а тиме и сугурност генератора у експлоатацији.

У наставку истраживања било би корисно поставити додатне температурне сензоре на намотају ротора предметног хидрогенератора на позицијама на којима се, на основу развијеног термичког модела, очекују максималне вредности температура. На овај начин, након спроведених додатних испитивања огледа загревања, може се извршити параметризација развијеног термичког модела намотаја ротора. Уколико дође до деградације компоненти намотаја ротора, применом алгоритама вештачке интелигенције, могу се мењати обим и квантитет ремонтних радњи, вршити адаптивна параметризација термичког модела тако да одсликава стварно стање на генератору.

Са све већим уделом ОИЕ у производњи електричне енергије мења се начин рада хидрогенератора и питање динамичке термичке маргине ротора постаје све значајније. Следећи корак представља развијање сложеног динамичког термичког модела који би се извршавао на адекватној хардверској платформи и који би комуницирао са мерно-надзорним системом у електрани. За жељену радну тачку хидрогенератора (активну и реактивну снагу, напон у тачки прикључења на мрежу) израчунавале би се основне статорске и роторске величине (напон и струја) према посебно развијеном електричном моделу. Естимиране роторске величине биле би улаз у сложени динамички термички модел који би на излазу давао информације о температурама делова намотаја ротора тј. комплетну термичку слику за жељену радну тачку. На тај начин би се додатно унапредио мониторинг термичког стања и могућности динамичких термичких маргина ротора хидрогенератора. У следећем кораку би се координисано управљало преосталим краткорочно расположивим термичким капацитетима у целој електрани и користили за потребе флукутирајућих стања изазваних интермитентним радом ОИЕ. Координација свих извора је неопходна да се скупа реактивна снага не би преливала међу паралелно повезаним генераторима и блок-трансформаторима. Преносни систем би одредио жељени облик одзива генератора а развијени термички модели би осигуравали да се радна тачка генератора, као најскупљег дела опреме, увек налази у оквиру допуштених термичких стања.

ПРИЛОЗИ

П1 Прорачун расподеле брзине струјања расхладног ваздуха дуж намотаја ротора хидрогенератора у ХЕ „Пирот“

Брзина струјања расхладног ваздуха на улазу у међуполни простор v_{co} , слика П.1а, може се одредити из следећег израза:

$$v_{co} = \frac{Q_o}{12S} = \frac{Q_o}{12 \frac{\delta + \Omega}{2} h} \quad (6.1)$$

где је S попречни пресек међуполног простора између два пола (површина основе призме тј. површина трапеза са слике П.1б), а Q_o проток расхладног ваздуха који улази у међуполни простор са горње и са доње стране. Према подацима произвођача генератора [87] укупни проток расхладног ваздуха у генератору износи $Q_{uk}=35 \text{ m}^3/\text{s}$. Пошто расхладни ваздух улази у међуполни простор и са горње и са доње стране, деловањем аксијалних вентилатора са горње и доње стране ротора, проток расхладног ваздуха који улази у међуполни простор Q_o може се израчунати као:

$$Q_o = \frac{Q_{uk}}{2} = 17,5 \frac{\text{m}^3}{\text{s}} \quad (6.2)$$

Сада се брзина расхладног ваздуха на улазу у међуполни простор v_{co} може израчунати према:

$$v_{co} = \frac{Q_o}{12S} = \frac{17,5 \frac{\text{m}^3}{\text{s}}}{12 \cdot 0,050895 \text{ m}^2} = 28,65 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (6.3)$$

Пошто у изразима (3.27) и (3.28) фигурише величина $\delta x/S$ чија је максимална вредност коју може имати у овом случају $\delta L/S$ на позицији $x=L$ дуж x -осе, слика П.1а. Сам производ δL представља површину бочне стране призме кроз коју излази струја расхладног ваздуха према вентилационим каналима језгра статора (промајиштима). Еквивалентна површина заправо је одређена бројем и димензијом појединачних вентилационих канала језгра статора. Она се може израчунати, за половину аксијалне висине међуполног простора, због услова симетрије као:

$$\delta L = 16 \cdot 0,0484 \text{ m} \cdot 0,01 \text{ m} = 0,007744 \text{ m}^2 \quad (6.4)$$

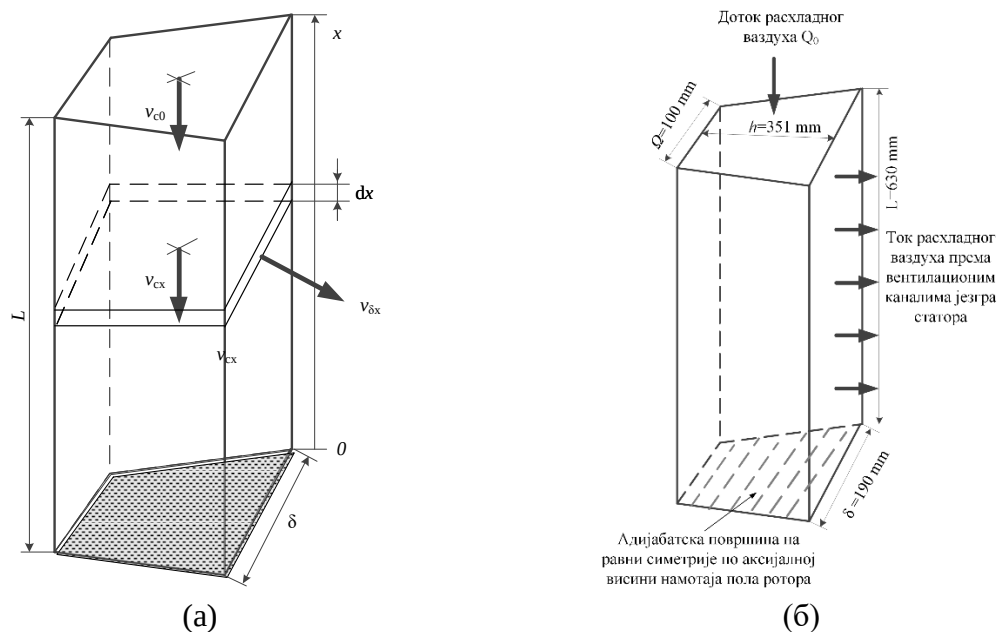
где је 16 број вентилационих канала језгра статора по половини аксијалне висине пола ротора, а 48,4 mm и 10 mm су димензије попречног пресека једног вентилационог канала језгра статора хидрогенератора, слика П.2. Сада се може написати следећи израз:

$$\frac{\delta L}{S} = \frac{0,007744 \text{ m}^2}{0,0457 \text{ m}^2} = 0,17 \quad (6.5)$$

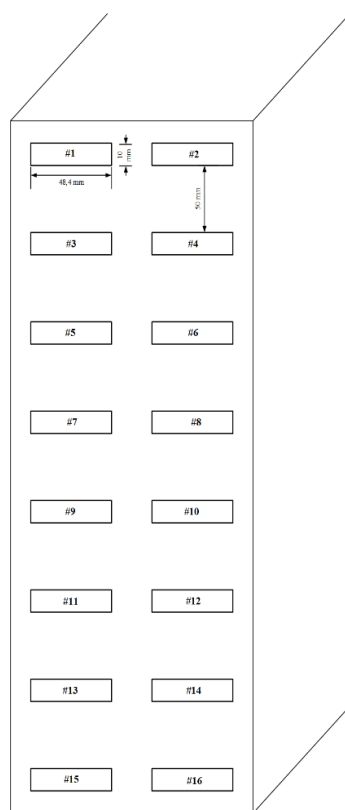
из којег имплицитно следи да аксијална брзина струјања расхладног ваздуха v_{cx} зависи приближно линеарно од x координате, а да је радијална брзина струјања расхладног ваздуха $v_{\delta x}$ приближно константна дуж x -осе, према слици П.1а.

Овај веома важан закључак омогућава једноставну процену промене обе компоненте брзине струјања расхладног ваздуха са x координатом. У циљу провере представљене анализе брзине струјања расхладног ваздуха, урађена је и *CFD* симулација за посматрану геометрију, слика П.3. Резултати симулације потврђују резултате спроведене анализе. Овако добијене вредности брзина струјања расхладног ваздуха у међуполном простору треба да послуже за одређивање промене вредности

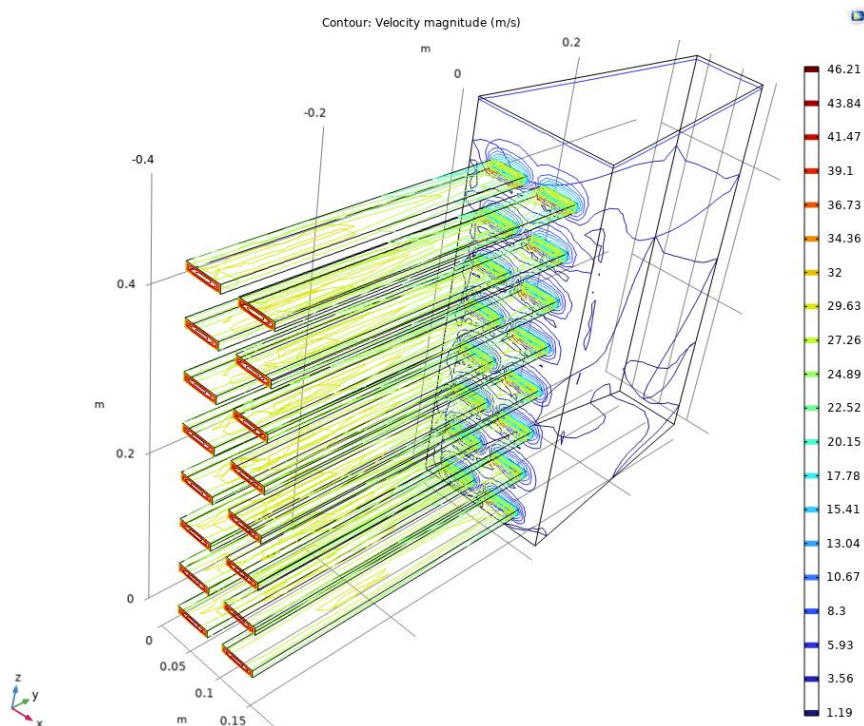
локалног површинског коефицијента преноса топлоте конвекцијом са површине намотаја пола ротора на расхладни ваздух у међуполном простору.



Слика П.1: а) Токови расхладног ваздуха у међуполном простору и компоненте брзине расхладног ваздуха, б) димензије једне половине међуполног простора по аксијалној висини



Слика П.2: Распоред и димензије вентилационих канала језгра статора насупрот међуполног простора; приказана је једна половина аксијалне висине пола ротора



Слика П.3: Расподела брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору предметног генератора и дуж промајишта језгра статора, добијени *CFD* симулацијом

Након што је одређена завиност брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору од x и y координата, за дати гранични услов за оне чворове термичке мреже код којих је $k=k_{max}$ може се израчунати одата количина топлоте на додирном контакту бакар-ваздух.

Даље је неопходно проценити брзину струјања расхладног ваздуха v_{cv} у односу на ротор генератора по уласку из реда вентилаторских лопатица. Она се израчунава из следећег израза:

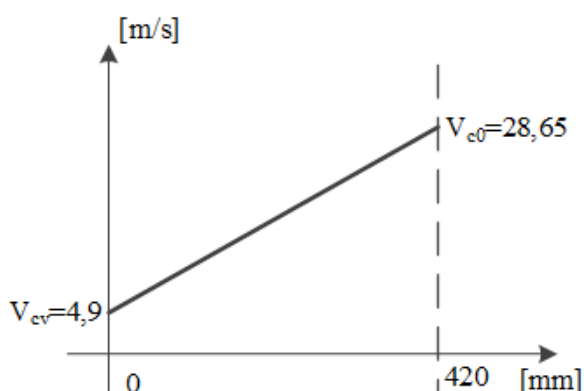
$$v_{cv} = \frac{Q_o}{\frac{\pi}{4}(D_r^2 - (D_r - 2l_{vl})^2)} \quad (6.6)$$

где је $D_r=3,6$ m пречник ротора хидрогенератора, а $l_{vl}=0,35$ m дужина вентилаторских лопатица, према техничким подацима произвођача. Замењујући познате димензије ротора и вентилаторских лопатица, као и проток расхладног ваздуха који улази у међуполни простор у израз (6) добија се да је брзина $v_{cv}=4,9$ m/s. Сматра се да ова вредност брзине на врху намотаја ротора линеарно расте до вредности брзине струјања ваздуха на улазу у међуполни простор између два пола ротора, слика П.4. На даље, од уласка у међуполни простор аксијална компонента брзине струјања расхладног ваздуха линеарно опада до вредности нула на позицији која одговара половини аксијалне висине намотаја пола ротора тј. тачно на позицији на којој се сударају две струје расхладног ваздуха, горња и доња. Радијална компонента брзине струјања расхладног ваздуха је константна и не зависи од аксијалне координате, а израчунава се из следећег израза:

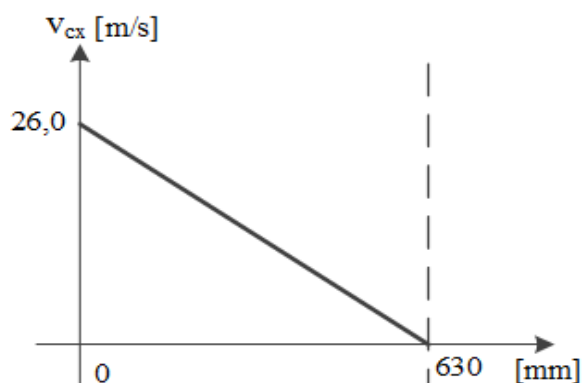
$$v_{\delta x} = \frac{Q_o}{12S_{\delta x}} = \frac{Q_o}{12\delta L} = \frac{17,5 \frac{m^3}{s}}{12 \cdot 0,19m \cdot 0,63m} = 12,18 \frac{m}{s} \quad (6.7)$$

где је $S_{\delta x} = \delta L$ површина једне половине радијалног отвора међуполног простора према ваздушном зазору генератора, слика П.1а.

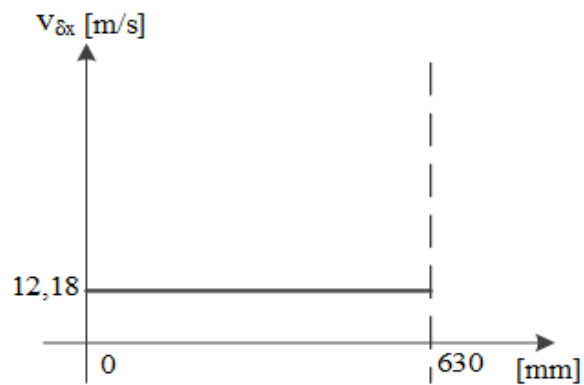
Расподела брзине струјања расхладног ваздуха дуж горњег дела намотаја једног пола ротора (део који се налази ван међуполног простора), полазећи од његове средине па до улаза у међуполни простор приказана је на слици П.4, док је на сликама П.5 и П.6 приказана расподела брзине струјања расхладног ваздуха у аксијалном и радијалном правцу у међуполном простору, респективно. Укупна вредност брзине струјања у некој тачки међуполног простора процењује се као векторски збир ове две компоненте брзине. Још једном, брзина на улазу у међуполни простор износи $v_{co}=28,65$ m/s. На слици П.7 приказан је распоред струјних линија расхладног ваздуха пре улаза у међуполни простор и у међуполном простору, а на слици П.8 приказ расподеле радијалне и аксијалне компоненте брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору на шеми вентилације предметног хидрогенератора.



Слика П.4: Расподела брзине струјања расхладног ваздуха дуж горњег дела намотаја једног пола ротора, полазећи од средине намотаја до улаза у међуполни простор

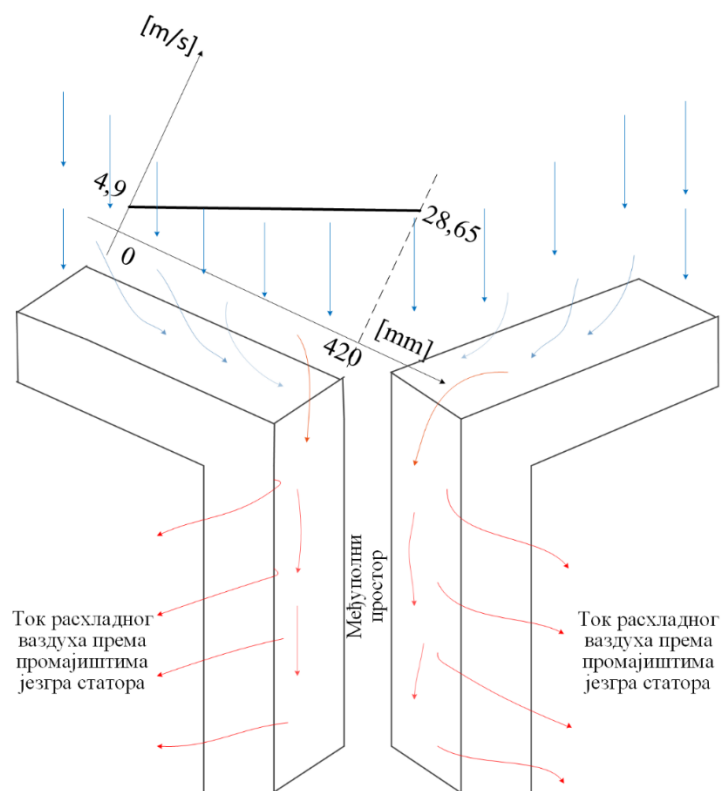


Слика П.5: Расподела брзине струјања расхладног ваздуха у аксијалном правцу у међуполном простору, полазећи од улаза расхладног ваздуха па до аксијалне половине намотаја пола ротора

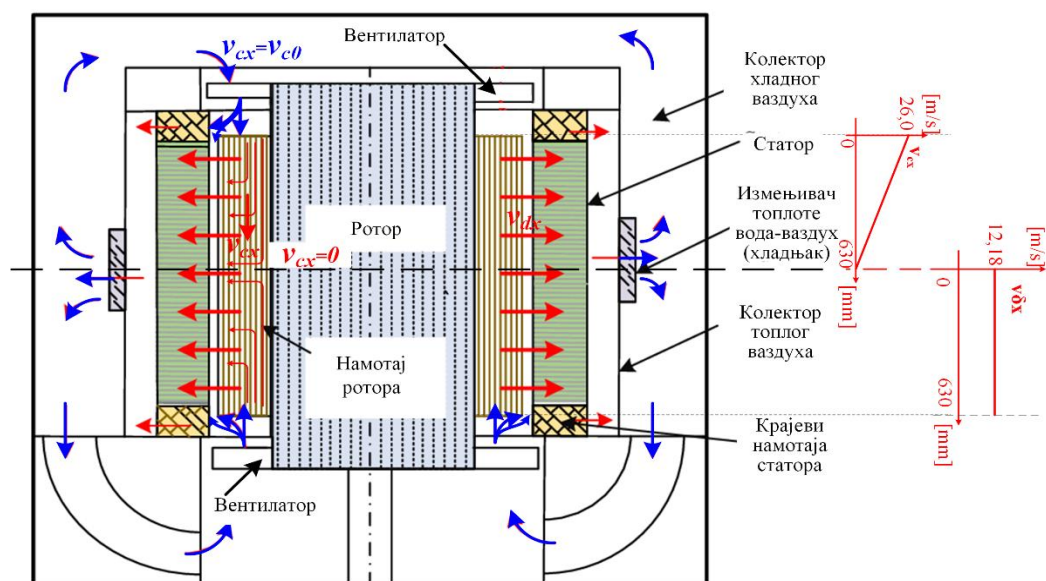


(6)

Слика П.6: Расподела брзине струјања расхладног ваздуха у радијалном правцу у међуполном простору, полазећи од улаза расхладног ваздуха па до аксијалне половине намотаја пола ротора



Слика П.7: Распоред струјних линија расхладног ваздуха пре улаза у међуполни простор и у међуполном простору



Слика П.8: Расподела радијалне и аксијалне компоненте брзине струјања расхладног ваздуха у међуполном простору на шеми вентилације хидрогенератора

LITERATURA

- [1] <https://www.omv.com/en/blog/renewable-energy-lets-store-it>
- [2] Anvari, Mehrnaz, et al. "Short term fluctuations of wind and solar power systems." *New Journal of Physics* 18.6 (2016): 063027.
- [3] IRENA Global Energy Transformation: A Roadmap to 2050 report, April 2019.
- [4] Ilić, Ivan, et al. "Methodology for Determining the Actual PQ Diagram of a Hydrogenerators." *Journal of Energy: Energija* 56.2 (2007): 144-181.
- [5] Trnka, Pavel, and Magdalena Trnkova. "Asset Management of Large Electric Machines through Monitoring of Electric Insulation." *Acta Polytechnica Hungarica* 19.9 (2022).
- [6] IEEE Std 119-1974, IEEE Recommended Practice for General Principles of Temperature Measurement as Applied to Electrical Apparatus
- [7] IEEE Std 115, IEEE Guide: Test procedures for Synchronous Machines, 1995 (R2002)
- [8] Nikbakhsh, Amir, Hamid Reza Izadfar, and Mostafa Jazaeri. "Classification and comparison of rotor temperature estimation methods of squirrel cage induction motors." *Measurement* 145 (2019): 779-802.
- [9] https://ec.europa.eu/eurostat/statisticsexplained/index.php?title=Renewable_energy_statistics
- [10] A. Keyhani, M. N. Marwali, M. Dai, *Integration of Green and Renewable Energy in Electric Power System*, A John Wiley and Sons, 2009.
- [11] Zlatko Hanić, Mario Vražić, Stjepan Stipetić, Some problems related to surface temperature measurement of synchronous generator excitation winding in rotation, 14th International Power Electronics and Motion Control Conference, EPE-PEMC 2010
- [12] Stjepan Stipetić, Marinko Kovacic, Zlatko Hanić and Mario Vražić, "Measurement of Excitation Winding Temperature on Synchronous Generator in Rotation Using Infrared Thermography", *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 59.5 (2011): 2288-2298
- [13] <https://www.theengineeringknowledge.com/synchronous-generator-capability-curves/>
- [14] IEEE Std 421.5-2005 IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies
- [15] HE „Đerdap 1“, Specijalni tehnički uslovi za generator, deo 2, hidrogenerator
- [16] I. Klasnić, J. Dragosavac, and Z. Lazarević, "Improved hydrogenerator field winding thermal monitoring," *Thermal Science*, 2023, doi.org/10.2298/TSCI221212036K.
- [17] W. Qin, P. Wang, X. Han, and X. Du, "Reactive power aspects in reliability assessment of power systems," *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 26, no. 1, pp. 85–92, Feb 2011.
- [18] Eremia, Mircea, and N. Voropai. "Major grid blackouts: analysis, classification and prevention." (2013): 789-860.
- [19] IEEE, "Standard for salient-pole 50 hz and 60 hz synchronous generators and generator/motors for hydraulic turbine applications rated 5 mva and above," *IEEE Std C50.12-2005*, pp. 1–45, Feb 2006.
- [20] Lomei, Hadi, Kashem M. Muttaqi, and Danny Sutanto. "A new method to determine the activation time of the overexcitation limiter based on available generator rotor thermal capacity for improving long-term voltage instability." *IEEE Transactions on Power Systems* 32.3 (2016): 1711-1720.
- [21] W. R. Lachs, "Maximizing rotor thermal capacity," in *Proc. IEEE Power Meeting*, Columbus, OH, Jan. 28–Feb. 1, 2001, pp. 205–208.
- [22] E. Pajuelo, R. Gokaraju, and M. S. Sachdev, "Coordination of overexcitation limiter, field overcurrent protection and generator control," in *Proc. IEEE PES Gen. Meeting*, July 2010, pp. 1–7.

- [23] R. Kutzner, M. Lösing, U. Seeger, and A. Wenzel, "Application of stator current limiter: Impact during system voltage decrease," in Proc. IEEE PES Gen. Meeting, July 2013, pp. 1–5.
- [24] H. Lomei, K. M. Muttaqi, and D. Sutanto, "A new method to determine the activation time of the overexcitation limiter based on available generator rotor thermal capacity for improving long-term voltage instability," IEEE Trans. Power Syst., vol. 32, no. 3, pp. 1711–1720, May 2017.
- [25] P. Kundur, Power System Stability and Control. New York: McGraw-Hill, 1994.
- [26] IEEE Std 67, IEEE Guide for Operation and Maintenance of Turbine Generators, 2005
- [27] International Standard IEC 60034-1 Rotating electrical machines – Part 1: Rating and performance, 2017
- [28] Kovačić Marinko, Mario Vražić, and Ivan Gašparac. "Bluetooth wireless communication and 1-wire digital temperature sensors in synchronous machine rotor temperature measurement." *Proceedings of 14th International Power Electronics and Motion Control Conference EPE-PEMC 2010*. IEEE, 2010
- [29] Leite, Reinaldo Corrêa, et al. "Analysis of thermo-mechanical stress in fiber bragg grating used for hydro-generator rotor temperature monitoring." *Journal of Microwaves, Optoelectronics and Electromagnetic Applications* 16 (2017): 445-459.
- [30] Suryandi, Asep Andi, et al. "Fiber Optic Fiber Bragg Grating Sensing for Monitoring and Testing of Electric Machinery: Current State of the Art and Outlook." *Machines* 10.11 (2022): 1103.
- [31] Mohammed, A.; Melecio, J.I.; Djurovic, S. Open-Circuit Fault Detection in Stranded PMSM Windings Using Embedded FBG Thermal Sensors. *IEEE Sens. J.* **2019**, *19*, 3358–3367.
- [32] Hudon, C., et al. "Rotor temperature monitoring using fiber Bragg gratings." *2016 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*. IEEE, 2016.
- [33] Hudon, C., et al. "Investigation of rotor hotspot temperature using Fiber Bragg Gratings." *2017 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*. IEEE, 2017.
- [34] On-line Vibration and Temperature Direct Measurement on High Voltage Devices Using Fiber Optic Sensor Technology, Conference Proceedings of CMD2010.
- [35] Maldague, Xavier. "Theory and practice of infrared technology for nondestructive testing." (2001).
- [36] HUDON, C., et al. On-line rotor temperature measurements. In: *2014 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*. IEEE, 2014. p. 373-377.
- [37] Nikbakhsh, Amir, Hamid Reza Izadfar, and Mostafa Jazaeri. "Classification and comparison of rotor temperature estimation methods of squirrel cage induction motors." *Measurement* 145 (2019): 779-802.
- [38] Design of rotating electrical machines, Juha Pyrhönen, Tapani Jokinen, Valeria Hrabovcová, John Wiley & Sons, 2008.
- [39] Хидрогенератори, режими рада, конструкције и кварови, Владимир В. Милосављевић, Драган С. Петровић, Београд, 2007.
- [40] Tavner, Peter, et al. *Condition monitoring of rotating electrical machines*. Vol. 56. IET, 2008.
- [41] В.В. Домбровский и др. : Проектирование гидрогенераторов, Энергия, Москва, 1965.
- [42] А.И. Абрамов, А.В. Иванов-Смоленский, Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов, Висшая школа, Москва, 1978.

- [43] Weili, Li, Zhang Yu, and Chen Yuhong. "Calculation and analysis of heat transfer coefficients and temperature fields of air-cooled large hydro-generator rotor excitation windings." *IEEE Transactions on Energy Conversion* 26.3 (2011): 946-952.
- [44] Nasar, Syed A. *Handbook of electric machines*. McGraw-Hill Companies, 1987.
- [45] Boldea, I. "The electric generators handbook: Synchronous generators, ser." *Electric power engineering series. CRC/Taylor & Francis* (2006).
- [46] Fitzgerald, Arthur Eugene, Charles Kingsley, and Stephen D. Umans. "Electric machinery." (2003).
- [47] Yildiz, Bayazitoglu, and Ozisik M. Necati. "Elements of heat transfer." *McCrawhill, New York* (1988).
- [48] Holman, Jack Philip. *Heat transfer*. McGraw Hill Higher Education, 2010.
- [49] Frand P. Incropera and Dovid P. De Witt. "Fundamentals of Heat and Mass transfer", John Wiley & Sons, 1985, New York
- [50] Janna, William S. *Engineering heat transfer*. CRC press, 2018.
- [51] Frank Kreith, Raj M. Manglik, Mark S. Bohn: "Principles of heat transfer", Global Engineering, 2011, USA
- [52] ГОСТ 11828-86 МАШИНЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ВРАЩАЮЩИЕСЯ, ОБЩИЕ МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЙ, 1986.
- [53] ГОСТ 10169-77 МАШИНЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ТРЕХФАЗНЫЕ СИНХРОННЫЕ, МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЙ, 1984.
- [54] I. J. Perez and J. G. Kassakian: "Computer-Aided Design of High Speed Synchronous Machines", IEEE PES Sumer Meeting, 1978, A 78 581-1.
- [55] General Electric Company: "Heat Transfer and Fluid Flow Data Book"
- [56] Предраг Маринковић, „Топлота“, Ауторизована скрипта, Електротехнички факултет, Београд, 2005.
- [57] Зоран М. Лазаревић, Докторска дисертација „Оптимално искоришћење асинхроног мотора засновано на аналитичком и експерименталном проучавању термичких процеса“, Београд, 1993.
- [58] Kumar, Krishna, and R. P. Saini. "A review on operation and maintenance of hydropower plants." *Sustainable Energy Technologies and Assessments* 49 (2022): 101704.
- [59] Izveštaj o ispitivanjima generatora B2 u TE "Nikola Tesla B", Elaborat br. 217050, Elektrotehnički institut Nikola Tesla, 2017.
- [60] S. Keller, K. Mayor, M. Iseli; *Reliability and Availability of Modern Air-cooled Turbogenerators under Stringent Middle East Ambient Conditions*; PowerGen Middle East, 2008.
- [61] И. А. Глебов, В. Б. Домбровский, А. А. Дукштау, А. С. Папер, Г. Б. Пинский, Э. В. Школник, Гидро Генераторы, Энергоиздат, 1982.
- [62] Gregorc, B. "Investigating the Malfuction of a Hydrogenerator's Cooling-System." *TMT 2011 15th International Research/Expert Conference" Trends in the Development of Machinery and Associated Technology*. 2011.
- [63] Zawoysky, Ronald J., and William M. Genovese. "Generator Rotor Thermal Sensitivity–Theory and Experience." *GE Power Systems, New York* (2001).
- [64] B. Diebel, A. Walter-Krause, M. Adam, T. Hildinger, R. Jester-Zuerker, Modern Approaches for the Thermal Design of High Rotational Speed, Air-Cooled Hydro Motor-Generators, Cigre Session 48, Paris, 2020.
- [65] Han, Y. Sun, P. Zheng, B. Ge, D. Tao, „Influence of total flow rate on complex fluid flow and temperature rise in the rotor region of large hydrogenerators,“ CIGRE, 2018.
- [66] Axel Bindert, Martin Hof (Alstom-AG-Schweiz), *Lifetime Assessment Ein Diagnoseverfahren fuer Luftgekuehlte Turbogeneratoren*, ETG-Fachtagung: Diagnostik elektrischer Betriebsmittel, Berlin 2002.

- [67] Electrical insulation for rotating machines, design, evaluation, aging, testing, and repair, Greg C. Stone, Edward A. Boulter, Ian Culbert, Hussein Dhirani, IEEE Press Series on Power Engineering
- [68] R.Brutsch, M.Tari, K.Frolich, T.Weiers, R.Vogelsang: *Insulation Failure Mechanisms of Power Generators*, IEEE El. Insulation Magazine, July/August 2008, Vol. 4, No. 4, pp 17
- [69] Natla Sudheer Reddy, Raj Kumar Jarial, Chilaka Ranga, Life Estimation of Thermally Stressed Insulating Papers of Rotating Machines by Using Arrhenius Model, *Materials Today> Proceedings*, vol. 4, issue 9, pp 10643-10647, 2017.
- [70] International Standard IEC 60076-7 Power transformers - Part 7: Loading guide for mineral-oil immersed power transformers, 2018.
- [71] I. Klasnić, D. Belonić, Ž. Janda, J. Dragosavac, Z. Ćirić, Estimacija dinamičke termičke margine rotora hidrogenatora, *Zbornik radova, Elektrotehnički institut Nikola Tesla*, knjiga 32, 2022.
- [72] Junfei Tang, Yujing Liu, and Stefan Lundberg, Estimation Algorithm for Current and Temperature of Field Winding in Electrically Excited Synchronous Machines with High-Frequency Brushless Exciters, *IEEE Transactions on power Electronics*, vol. 36 (2020), no. 3, pp. 3512-3523, March 2021, doi: 10.1109/TPEL.2020.3017139.
- [73] Kersey, A.D.; Davis, M.A.; Patrick, H.J.; LeBlanc, M.; Koo, K.P.; Askins, C.G.; Putnam, M.A.; Friebele, E.J. Fiber grating sensors. *J. Light. Technol.* **1997**, *15*, 1442–1463.
- [74] Антоније Р. Ђорђевић, Основи електротехнике 2. део – сталне струје, Академска мисао, 2016
- [75] др Добрило Ђ. Тошић, Увод у нумеричку анализу, „Научна књига“, Београд, 1978.
- [76] др Јован Сурутка, Основи електротехнике, „Научна књига“, Београд, 1979.
- [77] И. Ф. Филипов, Теплообмен в электрических машинах, Ленинград, 1986.
- [78] Howey, David A., Peter RN Childs, and Andrew S. Holmes. "Air-gap convection in rotating electrical machines." *IEEE transactions on industrial electronics* 59.3 (2010): 1367-1375.
- [79] Zhang, Shukuan, et al. "Research on flow rule and thermal dissipation between the rotor poles of a fully air-cooled hydrogenerator." *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 62.6 (2014): 3430-3437.
- [80] Weili, Li, Guan Chunwei, and Chen Yuhong. "Influence of rotation on rotor fluid and temperature distribution in a large air-cooled hydrogenerator." *IEEE Transactions on Energy Conversion* 28.1 (2012): 117-124.
- [81] Cigre task force TR 69
- [82] IAEA Technical Meeting, Integrid: Impact of the New Grid Codes on the Local Distribution Network of Nuclear Power Plants, Amsterdam, 21-23 June 2016.
- [83] Joswig, Ing Ana, Ing Hendrik Steins, and Dipl-Ing Jürgen R. Weidner. "Impact of new flexible load operation and grid codes on turbine generators with a focus on end windings." *Power 2015* (2015).
- [84] IEEE C37.102 IEEE Guide for AC generator protection, 2006
- [85] IEEE C37.106 IEEE Guide for Abnormal Frequency Protection for power Generating Plants
- [86] <https://pdf1.alldatasheet.com/datasheet-pdf/view/1365540/MAXIM/DS18S20+.html>
- [87] Trofazni sinhroni generator S 4414-12 za hidroelektranu “Zavoj” – Pirot, knjiga 1, Zagreb, 1990.
- [88] IEC 60751, Industrial platinum resistance thermometers and platinum temperature sensors, 2008

Биографија аутора докторске дисертације

Илија Класнић је рођен 15. септембра 1989. године у Београду. Завршио је Гимназију у Обреновцу, природни смер, као носилац Вукове дипломе. Електротехнички факултет Универзитета у Београду уписао је 2008. године, а дипломирао у августу 2012. године на Одсеку за Енергетику, смер Енергетски претварачи и погони. Дипломски рад под називом „Модернизација побудног система синхроних турбогенератора“ одбранио је са оценом 10 под менторством др Зорана Лазаревића. Мастер студије на Електротехничком факултету уписао је у октобру 2012. године на модулу Енергетски претварачи и погони. Мастер рад под насловом „Моделовање побудног система хидрогенератора“ одбранио је у септембру 2013. године са оценом 10, под менторством др Зорана Лазаревића. Докторске студије на Електротехничком факултету Универзитета у Београду уписао је у октобру 2013. године на модулу Енергетски претварачи и погони, где је све испите положио са просечном оценом 10,0.

У фебруару 2013. године запослио се у Електротехничком институту Никола Тесла у Београду, у центру за аутоматику и регулацију. Тренутно је распоређен на послове стручног сарадника при пројектовању, испитивању и пуштању у рад побудних система синхроних генератора, примопредајних и гаранцијских испитивања синхроних генератора, испитивања енергетских претварача и пружању консултантских услуга у области електроенергетике. Током рада учествовао је у изради више стручних студија за потребе ЈП ЕПС и пројекта Министарства науке, просвете и технолошког развоја „Повећање енергетске ефикасности хидроелектрана и термоелектрана Електропривреде Србије развојем технологије и уређаја енергетске електронике за регулацију и аутоматизацију“. Учествовао је и у пружању консултантских услуга у фази пројектовања електро опреме, дефинисања испитних протокола за фабричка испитивања система побуде и синхроног генератора, фабричким испитивањима система побуде, 6 kV мотора и синхроног генератора за нови блок Б3 у ТЕ „Костолац Б“.

Аутор или коаутор је на укупно 25 објављених радова. Аутор је рада у научном часопису међународног значаја са SCI листе, категорије M23. Аутор је четири рада у зборницима скупова националног значаја. Коаутор је техничког решења „Регулатор побуде DARP-20 агрегата A1 и A2 у ТЕ „Колубара А““, категорија M 84. Добитник је награде за најбољи рад младог истраживача у секцији Електроенергетика на конференцији Етран одржане у Врњачкој бањи 2-5. јуна 2014. године.

Изјава о ауторству

Име и презиме аутора Илија Класнић

Број индекса 2013/5021

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

Естимација и предикција термичког стања ротора хидрогенератора и утицај на граничне вредности реактивних снага

- резултат сопственог истраживачког рада;
- да дисертација у целини ни у деловима није била предложена за стицање друге дипломе према студијским програмима других високошколских установа;
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио/ла ауторска права и користио/ла интелектуалну својину других лица.

Потпис аутора

У Београду, 27.02.2023.



Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Илија Класнић

Број индекса 2013/5021

Студијски програм Енергетски претварачи и погони

Наслов рада Естимација и предикција термичког стања ротора
хидрогенератора и утицај на граничне вредности реактивних
снага

Ментор проф. др Зоран Лазаревић

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла ради похрањивања у **Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског назива доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

Потпис аутора

У Београду, 27.02.2023.



Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

Естимација и предикција термичког стања ротора хидрогенератора и утицај на граничне вредности реактивних снага

која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предао/ла сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду и доступну у отвореном приступу могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио/ла.

1. Ауторство (CC BY)

2. Ауторство – некомерцијално (CC BY-NC)

☒ 3. Ауторство – некомерцијално – без прерада (CC BY-NC-ND)

4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима (CC BY-NC-SA)

5. Ауторство – без прерада (CC BY-ND)

6. Ауторство – делити под истим условима (CC BY-SA)

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци.
Кратак опис лиценци је саставни део ове изјаве).

Потпис аутора

У Београду, 27.02.2023



1. **Ауторство.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.
2. **Ауторство – некомерцијално.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.
3. **Ауторство – некомерцијално – без прерада.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.
4. **Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.
5. **Ауторство – без прерада.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.
6. **Ауторство – делити под истим условима.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.