

УНИВЕРЗИТЕТ У БЕОГРАДУ
ЕЛЕКТРОТЕХНИЧКИ ФАКУЛТЕТ

Урош Н. Радоман

**УНАПРЕЂЕЊЕ ДЕТАЉНОГ ТЕРМО-ХИДРАУЛИЧКОГ
МОДЕЛА ЕНЕРГЕТСКИХ УЉНИХ
ТРАНСФОРМАТОРА И ПРОШИРЕЊЕ СПЕКТРА
ЊЕГОВИХ ПРИМЕНА**

докторска дисертација

Београд, 2023

UNIVERSITY OF BELGRADE
SCHOOL OF ELECTRICAL ENGINEERING

Uroš N. Radoman

**IMPROVEMENT OF THE DETAILED THERMAL-
HYDRAULIC MODEL OF OIL-IMMERSED POWER
TRANSFORMERS, AND EXTENSION OF ITS
APPLICATION**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2023

ПОДАЦИ О МЕНТОРУ И ЧЛАНОВИМА КОМИСИЈЕ

МЕНТОР:

др Зоран Радаковић, редовни професор,
Универзитет у Београду, Електротехнички факултет

ЧЛАНОВИ КОМИСИЈЕ:

др Зоран Лазаревић, редовни професор у пензији,
Универзитет у Београду, Електротехнички факултет

др Мирко Коматина, редовни професор,
Универзитет у Београду, Машински факултет

др Милета Жарковић, доцент,
Универзитет у Београду, Електротехнички факултет

др Младен Терзић, ванредни професор,
Универзитет у Београду, Електротехнички факултет

Датум одбране: _____

ЗАХВАЛНИЦА

Већина истраживања која су предмет ове дисертације, као и осталих истраживања у којима сам учествовао у току докторских студија, делимично или потпуно су финансирана од стране Министарства просвете, науке и технолошког развоја Републике Србије (кроз пројекат технолошког развоја ТР33024 и на основу уговора 451-03-68/2022-14/200103).

На дугогодишњој сарадњи, несебичној помоћи током реализације пројеката чији су резултати приказани у овој дисертацији, али и стручним и другарским саветима током писања дисертације, велику захвалност дугујем својим дугогодишњим пријатељима и колегама из Лабораторије 89 – електроинжењерима Александру Јовановићу, Марку Новковићу, Предрагу Костићу и Анастасији Поповић.

Захваљујем се колегама из Центра за електромерења Електротехничког института „Никола Тесла“ на дугогодишњој сарадњи, пре свега током студије „Истраживање феномена деградације изолационог система и процена животног века (експериментални трансформатор на ТЕНТ-у)“, извршене за потребе ЈП „Електропривреда Србије“, финансиране заједнички од стране ЈП „Електропривреда Србије“ и кроз пројекат III-45019 Министарства просвете, науке и технолошког развоја Републике Србије. Такође, посебно се захваљујем колегиници, инжењеру технологије, др Валентини Васовић, на саветима и појашњењима из области хемије.

Захваљујем се колегама из Фабрике трансформатора „Tamini Transformatori S.r.l.“ (Лењано, Италија), посебно колегама инжењерима Дарију Рогори (Dario Rogora) и Стефану Назарију (Stefano Nazzari), на сарадњи у реализацији експерименталних истраживања термохидрауличких карактеристика радијаторских батерија.

Захваљујем се колегама из Хидроелектране „ХЕ Ђердап 1“, а посебно колеги мр електроинжењеру Петру Николићу, на сарадњи у реализацији пројекта анализе запрљања размењивача топлоте, пре свега на опсежним и драгоценим мерним подацима.

Захваљујем се колегама из Фабрике трансформатора „Comel“/“МИНЕЛ трансформатори АД“ (Рипањ) на сарадњи и конструкционим подацима о трансформатору који је анализиран у дисертацији.

Захваљујем се колегама из Фабрике трансформатора “МИНЕЛ Динамо ДОО“ (Београд-Барајево) на сарадњи и конструкционим подацима о трансформаторима који су анализирани у дисертацији.

Захваљујем се мом брату од стрица, архитекти, Димитрију Радоману на помоћи при изради тродимензионалних цртежа и скица.

Мом средњошколском другу, професору српског језика и књижевности, Божидару Љубићу, захваљујем се на стрпљивој и детаљној лектури.

И, на крају, највећу захвалност дугујем мом професору и ментору, др Зорану Радаковићу. Захваљујем му се на свему што сам видео и научио од њега, у стручном и академском смислу, на бескрајном стрпљењу, великој подршци и дугогодишњем пријатељству.

УНАПРЕЂЕЊЕ ДЕТАЉНОГ ТЕРМО-ХИДРАУЛИЧКОГ МОДЕЛА ЕНЕРГЕТСКИХ УЉНИХ ТРАНСФОРМАТОРА И ПРОШИРЕЊЕ СПЕКТРА ЊЕГОВИХ ПРИМЕНА

Сажетак:

Предмет, циљеви и доприноси дисертације су у области термичког моделовања енергетских уљних трансформатора (ЕУТ).

Први део дисертације бави се основним проблемом температуре *најтоплије тачке изолације* (*hot-spot*, HS) намотаја трансформатора и старења изолације, које је зависно од температуре HS и концентрације влаге и киселина у изолационој течности. Приказује се *детаљни термо-хидраулички модел* (ДТХМ), који представља оптимално савремено решење за одређивање HS температуре. ДТХМ је заснован на решавању скупа нелинеарних једначина, оријентационо са неколико стотина непознатих, при чему се обухвата утицај релевантних конструкционих детаља и физичких карактеристика материјала на HS температуру. У овом делу дисертације је раздвојен утицај различитих физичких појава при преносу топлоте које утичу на вредност HS температуре, чији утицај није јасно и прецизно квантификован у поједностављеним методама које се примењују у пракси. У овом делу дисертације приказује се и једна неинвазивна метода за процену релативне старости папирне изолације, која је верификована резултатима експерименталних истраживања на два специјална трансформатора, при чему је уважена промена HS температуре и садржаја влаге у уљу.

Други део дисертације односи се на два унапређења модела стационарног ДТХМ. ДТХМ се заснива на математичком моделовању термичких и хидрауличких процеса унутар ЕУТ. У литератури не постоје аналитички изрази за све детаље реалних конструкција. У дисертацији су представљене нове једначине за прорачун коефицијента преласка топлоте струјањем на радијалним површинама намотаја са радијалним и аксијалним уљним каналима без баријера за усмеравање уља. Ове једначине су направљене на основу резултата FEM/CFD симулација, а затим су валидиране поређењем са мерењима која су објављена у литератури. Друго унапређење представљају нове једначине за прорачун пада притиска у глави радијатора, направљене на основу резултата експеримената на реалном расхладном систему у испитној станици фабрике трансформатора. Нове једначине за коефицијент преласка топлоте струјањем затим су употребљене за упоредну анализу ефикасности хлађења различитих типова намотаја.

Трећи део дисертације се односи на проширење примене ДТХМ. ДТХМ и програми засновани на њему се превасходно користе у пројектовању нових ЕУТ. У дисертацији је изложена нова метода, заснована на квазистационарном ДТХМ, којом се у реалном времену, на основу стандардних мерења, врши прорачун запрљања трансформаторских размењивача топлоте типа *shell-and-tube*, код којих је спољашњи расхладни флуид вода. Вредност израчунатог фактора запрљања је важна за процену тренутно највећег могућег оптерећења трансформатора и планирање производње и одржавања. Истраживање је извршено на основу вишегодишњих резултата мерења на трансформатору који је у погону на једној хидроелектрани.

Кључне речи: Енергетски уљни трансформатори, Термо-хидраулички модел, Старење чврсте изолације, Пренос топлоте, Размењивачи топлоте, *Hot-spot* фактор, Фактор запрљања

Научна област: Техничке науке – Електротехника

Ужа научна област: Енергетски претварачи и погони, енергетски трансформатори

УДК: 621.3

IMPROVEMENT OF THE DETAILED THERMAL-HYDRAULIC MODEL OF OIL-IMMERSED POWER TRANSFORMERS, AND EXTENSION OF ITS APPLICATION

Abstract:

The subject, objectives and contributions of the dissertation are in the field of thermal modeling of oil-immersed power transformers (OIPT).

The first part of the dissertation deals with the basic problem of the insulation's hot-spot temperature (HS) of the transformer winding and the aging of the insulation, which depends on the temperature of the HS and the concentration of moisture and acids in the insulating liquid. A detailed thermo-hydraulic model (DTHM, or detailed THNM) is presented, which represents the optimal modern solution for determining the HS temperature. Detailed THNM is based on solving a set of non-linear equations, taking into account the influence of relevant construction details and physical characteristics of the material on the HS temperature. In this part of the dissertation, the influence of different physical occurrences during heat transfer that affect the value of HS temperature is separated, the influence of which is not clearly and precisely quantified in simplified empirical methods that are generally applied. In this part of the dissertation, a non-invasive method for assessing the relative age of paper insulation is presented, which was verified by the results of experimental research on two special transformers, whereby the change in HS temperature and moisture content in the oil was taken into account.

The second part of the dissertation refers to two improved models of the stationary THNM. THNM is based on the mathematical modeling of thermal and hydraulic processes inside the OIPT. In literature, there are no analytical expressions for all the details of real constructions. The dissertation presents new equations for the calculation of the convection heat transfer coefficient on the radial surfaces of windings with radial and axial oil channels without oil guiding barriers. These equations were created based on the results of FEM/CFD simulations, and then confirmed by comparison with measurements published in the literature. The second improvement is represented by new equations for the calculation of the pressure drop in the radiator heads, made on the basis of the results of experiments on a real cooling system in the transformer factory's test bay. New equations for the calculation of the convection heat transfer coefficient are afterward utilized in a comparative analysis of the cooling efficiency of different types of transformer windings.

The third part of the dissertation refers to the extension of the application of THNM. THNM and programs based on it are primarily used in the design process of new OIPT. The dissertation presents a new method based on quasi-stationary THNM. In real-time operation, based on standard measurements, the method calculates fouling of shell-and-tube type transformer heat exchangers, in which the external cooling fluid is water. The value of the calculated fouling factor is important for the assessment of the current maximum possible load of the transformer and the production and maintenance planning. The research was carried out on the basis of several years of measurement data on a transformer that is in operation at a hydroelectric power plant.

Keywords: Oil-immersed power transformers, Thermo-hydraulic network model, Aging of solid insulation, Heat transfer, Heat exchangers, Hot-spot factor, Fouling factor

Scientific field: Technical sciences – Electrical engineering

Scientific subfield: Power Converters and Drives, Power transformers

UDK: 621.3

САДРЖАЈ

1	Увод	1
2	Енергетски трансформатор.....	8
2.1	Улога и значај енергетских трансформатора.....	8
2.2	Принцип рада трансформатора.....	8
2.3	Врсте енергетских трансформатора.....	12
2.4	Конструкција енергетских уљних трансформатора.....	14
2.4.1	Магнетско коло.....	14
2.4.2	Намотаји.....	17
2.4.3	Спољашњи расхладни систем.....	23
2.4.4	Суд.....	26
2.5	Расхладни/ изолациони флуиди (трансформаторска уља) и целулозна изолација.....	26
2.6	Губици у трансформаторима.....	27
3	Загревање и хлађење енергетских уљних трансформатора.....	34
3.1	Режими хлађења.....	35
3.2	ИЕС термички модел енергетских уљних трансформатора.....	36
3.3	Мерења температуре.....	37
4	Основе детаљног термо-хидрауличног модела енергетских уљних трансформатора.....	40
4.1	Основни физички принципи модела.....	42
4.1.1	Уљне контуре.....	43
4.1.2	Конзервација масеног протока у уљним контурама.....	47
4.1.3	Једначине енергетског баланса.....	47
4.2	Хидрауличка и термичка мрежа намотаја.....	50
4.3	Хидрауличка и термичка мрежа расхладног система.....	53
4.4	Алгоритам рачунарске реализације детаљног термо-хидрауличног модела.....	56
5	Старење папирне изолације ЕУТ и студија заснована на експерименталним истраживањима.....	58
5.1	Кварови услед старења изолације.....	59
5.2	Хемијске реакције.....	59
5.3	Аренијусова једначина.....	61
5.4	Концепт експеримента, конструкција огледних енергетских уљних трансформатора.....	62
5.5	Контролни лабораторијски оглед.....	66
5.6	Ток и резултати експеримената.....	67
5.7	Корелација вредности степена полимеризације и концентрације фурана.....	69
5.8	Утицај влаге на старење изолације и модификација Аренијусове једначине.....	73
5.9	Закључак о значају и примењивости резултата истраживања.....	77

6	Врућа тачка (<i>hot-spot</i>) намотаја енергетских уљних трансформатора, дефиниција и декомпозиција.....	79
6.1	Студија могућности повећања снаге блок-трансформатора 100 MVA (Реверзибилна хидроелектрана „Бајина Башта“) као полазни инжењерски задатак.....	80
6.1.1	Карактеристике енергетског трансформатора и расхладног система.....	80
6.1.2	Расподела губитака.....	84
6.2	Декомпозиција <i>hot-spot</i> фактора заснована на резултатима ДТХМ симулације.....	88
6.2.1	Прорачуни за радне режиме при оптерећењима 100 MVA и 112 MVA за оригиналну конструкцију.....	88
6.2.2	Декомпозиција HS фактора унутар једне цик-цак секције.....	94
6.2.3	Резултати симулација са модификованом геометријом намотаја.....	94
6.3	Примери неочекиваних вредности <i>hot-spot</i> фактора израчунатих на традиционалан начин и коришћењем вредности горњег уља у цепоу (уласку у хладњаке).....	97
6.4	Закључак студије и физичка интерпретација <i>hot-spot</i> фактора.....	98
7	Унапређење модела елемената ДТХМ.....	100
7.1	Изрази за пад притиска у глави радијатора.....	100
7.1.1	Конструкција експерименталне поставке.....	101
7.1.2	Адаптација софтвера базираног на ДТХМ, термо-хидраулички модел додатног пада притиска у глави радијатора.....	104
7.1.3	Резултати експеримената и поређење са резултатима симулација, фитовање коефицијената пада притиска.....	106
7.1.4	Поређење ефикасности радијатора различитих произвођача.....	110
7.1.5	Закључак студије.....	111
7.2	Коефицијент преласка топлоте струјањем у радијалним каналима намотаја без баријера за усмеравање уља.....	112
7.2.1	Геометрија FEM/CFD модела, улазни параметри, полазне претпоставке и занемарења	115
7.2.2	Резултати симулација и фитовање параметара једначине за прорачун коефицијента преласка топлоте струјањем.....	118
7.2.3	Валидација резултата.....	120
7.2.4	Утицај несиметрије аксијалних канала.....	125
7.2.5	Утицај већег броја радијалних проводника.....	126
7.2.6	Закључак.....	128
8	Повећање ефикасности хлађења намотаја усмеравањем протока уља кроз радијалне канале....	129
8.1	Конструкција нисконапонског намотаја.....	129
8.2	Резултати симулација и анализа ефекта усмеравања уља у намотајима.....	131
8.3	Закључак.....	134
9	Метода за прорачун фактора запрљања <i>shell-and-tube</i> размењивача топлоте код трансформатора са ODWF хлађењем.....	135

9.1	Опис трансформатора	136
9.1.1	Резултати огледа загревања у FAT	137
9.2	Опис расхладног система са размењивачима топлоте типа <i>shell-and-tube</i>	138
9.3	Запрљање <i>shell-and-tube</i> размењивача топлоте – теоретске основе и преглед литературе ..	140
9.4	Мерења	145
9.5	Прорачун губитака у номиналном радном режиму	146
9.6	Квазистационарни детаљни термо-хидраулички модел <i>shell-and-tube</i> размењивача топлоте и прорачун фактора запрљања	147
9.6.1	Рачунарски алгоритам за прорачун фактора запрљања	148
9.6.2	Прорачун тренутне снаге губитака и расхладне снаге размењивача топлоте	148
9.6.3	Расхладна снага размењивача топлоте	152
9.6.4	Једначине за коефицијенте преласка топлоте.....	153
9.7	Предикција фактора запрљања – анализа трендова и аналитички математички модел.....	155
9.8	Примена методе за предикцију фактора запрљања на планирање одржавања и производње	161
9.9	Закључак и наставак истраживања	163
10	Закључак.....	165
П 1	Прилог 1 – Термички параметри воде, ваздуха и комерцијалних трансформаторских уља.....	168
П 1.1	Термички параметри воде.....	168
П 1.2	Термички параметри ваздуха	168
П 1.3	Термички параметри Shell Diala D® уља	168
П 1.4	Термички параметри Nynas Nytro 4000X®	168
П 1.5	Термички параметри Nynas Nytro Lynx®.....	169
П 1.6	Термички параметри трансформаторског уља коришћеног у огледном трансформатору CIGRE WG A2-38 брошуре	169
П 2	Прилог 2 – Резултати мерења садржаја воде и вредности DP папирне изолације.....	170
П 3	Прилог 3 – Резултати експеримената и прорачуна	174
П 4	Прилог 4 – Утицај промене различитих параметара на вредност коефицијента преласка топлоте струјањем у радијалним каналима без усмереног тока уља.....	176
П 5	Прилог 5 – Дефиниције карактеристичних бездимензионих параметара у механици флуида....	181
П 5.1	Рејнолдсов број (<i>Reynolds number</i>) <i>Re</i>	181
П 5.2	Нуселтов број (<i>Nusselt number</i>) <i>Nu</i>	181
П 5.3	Прандтлов број (<i>Prandtl number</i>) <i>Pr</i>	181
П 5.4	Рејлијев број (<i>Rayleigh number</i>) <i>Ra</i>	182
	Литература	183

ЛИСТА СЛИКА

Сл. 2.1 – Илустрација једног једноставног двонамотајног трансформатора	9
Сл. 2.2 – Илустрација једне фазе двонамотајног трансформатора (слика лево) и попречни пресек (слика десно)	11
Сл. 2.3 – Крива магнећења.....	12
Сл. 2.4 – Заменска шема трансформатора.....	12
Сл. 2.5 – Илустрација трансформатора са магнетским колом типа „језгро“ (слика лево) и типа „оклоп“ (слика десно)	16
Сл. 2.6 – Различити типови трансформаторског језгра (а) тростубни трофазни, б) петостубни трофазни и в) тростубни монофазни)	16
Сл. 2.7 – Петостубно језгро са неуниформним попречним пресеком стубова.....	17
Сл. 2.8 – Спирални намотај	18
Сл. 2.9 – Начин мотања диск намотаја – поглед одозго (а) и шематски приказ начина преласка проводника из једног диска у други (попречни пресек 1-1') (б).....	18
Сл. 2.10 – Попречни пресек СТС кабла.....	19
Сл. 2.11 – Начин формирања уљних канала	20
Сл. 2.12 – Пример изолационих капа изнад намотаја – попречни пресек по угаоној координати.....	20
Сл. 2.13 – Различити типови намотаја по начину формирања уљних канала за хлађење – намотаји са аксијалним каналима (а), намотаји са аксијалним и радијалним каналима (б), цик-цак намотаји (в), дупли цик-цак намотаји (г).....	21
Сл. 2.14 – Намотај са више аксијалних канала, без радијалних канала	22
Сл. 2.15 – Полуотворени цик-цак намотај.....	23
Сл. 2.16 – Суд са оребреним страницама (фотографија преузета са веб-странице произвођача FEROKOTAO Ltd.).....	23
Сл. 2.17 – Један трансформаторски радијатор (фотографија преузета са веб-странице произвођача TTP Technologies Pvt. Ltd.)	24
Сл. 2.18 – Различити типови компактних размењивача топлоте (а) компактни хладњак са ваздушним хлађењем, б) компактни хладњак са воденим хлађењем, фотографије преузета са веб-странице произвођача Kelvion Holding GmbH).....	25
Сл. 2.19 – Хистерезисна петља.....	29
Сл. 2.20 – Зависност специфичне отпорности бакра од температуре	30
Сл. 2.21 – Проводник у спољашњем магнетском пољу	32
Сл. 2.22 – Расподела магнетске индукције у трансформатору. Резултати симулације у програму COMSOL Multiphysics® v6.0.....	33
Сл. 2.23 – Карактеристичне равни петостубног намотаја	33
Сл. 3.1 – Промена температуре уља и намотаја по висини трансформатора	36
Сл. 3.2 – Термички дијаграм из ИЕС стандарда 60076-7 Power transformers - Part 7: Loading guide for mineral-oil-immersed power transformers	37
Сл. 3.3 – Мерни цеп за мерење температуре уља.....	38
Сл. 3.4 – Постављање фибер-оптичког сензора у прорез радијалног одстојника	39
Сл. 4.1 – Однос различитих приступа термичких прорачуна енергетских уљних трансформатора.....	42
Сл. 4.2 – Профил брзине уља у уљним каналима и усредњене вредности	43
Сл. 4.3 – Уљне контуре	45
Сл. 4.4 – Главна еквивалентна заменска термо-хидрауличка шема енергетског уљног трансформатора	46
Сл. 4.5 – Шема цик-цак намотаја, стрелицама су обележене путање уља кроз намотај	51
Сл. 4.6 – Еквивалентна хидрауличка шема једне секције цик-цак намотаја	52
Сл. 4.7 – Топлотна мрежа једног (<i>i</i> -тог) диска.....	53

Сл. 4.8 – Хидрауличка шема једног радијатора.....	54
Сл. 4.9 – Хидрауличка шема групе радијатора.....	55
Сл. 4.10 – Рачунарски алгоритам за одређивање масеног протока уља кроз гране глобалне шеме (са КК означен је критеријум конвергенције)	56
Сл. 4.11 – Рачунарски алгоритам за решавање термичког и хидрауличког модела намотаја.....	57
Сл. 5.1 – Учестаност (апсциса – укупни број регистрованих случајева) и усредњена цена квара ЕУТ (ордината – у америчким доларима), по узроку квара; старење изолације је означено са Insulation-Age (слика је преузета из [77]).....	60
Сл. 5.2 – Механизми деградације полимерских ланаца целулозе, шема преузета из [78]	60
Сл. 5.3 – Положај ФО сензора (лево – поглед одозго, десно – поглед са стране).....	64
Сл. 5.4 – Расподела температура намотаја при номиналним радним условима (а) по висини оба намотаја, б) детаљ на врху намотаја, где се налазе највише температуре које су посебно означене) израчуната програмом HoST Calculus	64
Сл. 5.5 – Експериментални енергетски уљни трансформатори у Фабрици трансформатора „Минел Динамо“ (а) експериментални трансформатори на уласку у сушач, б) постављање фибер-оптичких сензора за мерење температуре)	65
Сл. 5.6 – Експериментални енергетски уљни трансформатори постављени у Термоелектрани „Никола Тесла Б“	66
Сл. 5.7 – Температура мерена ФО сензором на месту највише очекиване температуре ВН намотаја, фазе А трансформатора са 1% почетног садржаја влаге у папиру	67
Сл. 5.8 – Температура мерена ФО сензором на месту највише очекиване температуре ВН намотаја, средње фазе трансформатора са 4% почетног садржаја влаге у папиру	68
Сл. 5.9 – Промена вредности DP и укупне концентрације фурана током експеримента (а) експерименти са 1% почетног садржаја влаге, б) експерименти са 4% почетног садржаја влаге)	70
Сл. 5.10 – Зависност вредности DP (средње и минималне вредности DP експерименталних трансформатора и лабораторијских експеримената) од укупног садржаја фурана (а) експерименти са 1% почетног садржаја влаге, б) експерименти са 4% почетног садржаја влаге).....	71
Сл. 5.11 – Мерене вредности DP (тачке означене круговима) и вредности апроксимиране функцијом (пуна линија)	73
Сл. 5.12 – Промена садржаја воде у папирној изолацији	74
Сл. 5.13 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за експериментални трансформатор са око 1% почетног садржаја воде у папирној изолацији	75
Сл. 5.14 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за експериментални трансформатор са око 4% почетног садржаја воде у папирној изолацији	75
Сл. 5.15 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за лабораторијски модел са око 1% почетног садржаја воде у папирној изолацији.....	76
Сл. 5.16 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за лабораторијски модел са око 4% почетног садржаја воде у папирној изолацији.....	76
Сл. 6.1 – Блок трансформатор 100 MVA на РХЕ „Бајина Башта“	81
Сл. 6.2 – Положај РТ100 сонди	83
Сл. 6.3 – Четири карактеристичне равни намотаја тростубног намотаја.....	85
Сл. 6.4 – Расподела губитака у НН намотају (вредности одговарају укупним губицима у једном каблу, за први/унутрашњи и други/спољашњи слој, проводници су нумерисани одоздо нагоре)	86
Сл. 6.5 – Расподела губитака у ВН намотају (вредности су дате за један диск, дискови су нумерисани одоздо нагоре).....	86

Сл. 6.6 – Расподела додатних губитака у појединачним дисковима ВН намотаја (вредности су дате за сваки проводник, проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)	87
Сл. 6.7 – Вредности радијалне компоненте магнетске индукције у средишњим тачкама проводника појединачних дискова ВН намотаја (проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)	87
Сл. 6.8 – Вредности аксијалне компоненте магнетске индукције у средишњим тачкама проводника појединачних дискова ВН намотаја (проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)	88
Сл. 6.9 – Расподела температуре проводника НН намотаја по висини (проводници су нумерисани одоздо нагоре)	90
Сл. 6.10 – Расподела температуре дискова ВН намотаја по висини (дате су средње температуре дискова, дискови су нумерисани одоздо нагоре)	91
Сл. 6.11 – Расподела температуре проводника у дисковима горње секције ВН намотаја (проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)	91
Сл. 6.12 – Расподела температуре проводника и брзине уља у радијалним каналима за трећу, четврту и пету секцију унутрашњег слоја НН намотаја	92
Сл. 6.13 – Еквивалентне висине радијалних канала (са уваженим смањењем које је последица механичког притиска и испупчења услед савијања проводника) у горњој секцији ВН намотаја	93
Сл. 6.14 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције унутрашњег слоја НН намотаја	93
Сл. 6.15 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције ВН намотаја	94
Сл. 6.16 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције модификованог НН намотаја	96
Сл. 6.17 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције модификованог ВН намотаја	96
Сл. 6.18 – Расподела магнетског поља у намотајима са изводима када поједине секције нису оптерећене	99
Сл. 7.1 – Глава радијатора, сликано у испитној станици Фабрике трансформатора „Tamini Transformatori S.r.l.“	101
Сл. 7.2 – Експериментална поставка у испитној станици фабрике Tamini	102
Сл. 7.3 – Грејачи коришћени у експериментима	103
Сл. 7.4 – Положај вентилатора на експерименталној	103
Сл. 7.5 – Концептуална шема експерименталне поставке и позиције мерних сензора	104
Сл. 7.6 – Хидрауличка шема радијатора (са моделованим додатним падом притиска у главама радијатора)	105
Сл. 7.7 – Оптималне и фитоване вредности коефицијента пада притиска у глави радијатора	108
Сл. 7.8 – Промена пада притиска у функцији протока при константној температури уља (50°C слика горе и 90°C слика доле)	109
Сл. 7.9 – Расподела брзине уља кроз радијалне канале за случај када постоји радијални проток кроз цео канал (радијална компонента је приказана бојом, а укупни вектор брзине стрелицама) – унутрашњи аксијални канал је широк 9 mm, спољашњи 6 mm, а намотај је ширине 31 mm	113
Сл. 7.10 – Расподела брзине уља за случај када не постоји проток кроз цео радијални канал – аксијални канали су ширине 6 mm, а намотај је ширине 20 mm	113
Сл. 7.11 – Геометрија COMSOL Multiphysics симулације	115
Сл. 7.12 – Промена коефицијента преласка топлоте струјањем са горње и доње површине радијалног канала у функцији улазне брзине уља (при $l = 40$ mm, $d = 3$ mm, $P^* = 50$ W, $\vartheta_{\text{min}} = 60^\circ\text{C}$)	117
Сл. 7.13 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за доњу површину радијалног канала	119
Сл. 7.14 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за горњу површину радијалног канала	119
Сл. 7.15 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за доњу површину радијалног канала у околини тачке са највећим одступањем (симулација бр. 544)	120
Сл. 7.16 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за горњу површину радијалног канала у околини тачке са највећим одступањем (симулација бр. 260)	120

Сл. 7.17 – Геометрија експерименталног модела намотаја	121
Сл. 7.18 – Расподела температура блокова при униформним губицима – резултати експерименталних мерења, 3D CFD прорачуна и ДТХМ прорачуна у којима су коришћене нове једначине за КПТС и једначина (7.6).....	122
Сл. 7.19 – Расподела температура блокова (резултати експерименталних мерења, 3D CFD прорачуна и ДТХМ прорачуна у којима су коришћене нове једначине за КПТС и једначина (7.6)) и губитака при неуниформним губицима.....	123
Сл. 7.20 – Расподела температура блокова при униформним губицима – резултати експерименталних мерења, ДТХМ прорачуна у којима су коришћене нове једначине за КПТС и ДТХМ прорачуна у којима су коришћене једначине за КПТС засноване на познатој вредности брзине уља	124
Сл. 7.21 – Топлотне снаге пренете ка уљним каналима са блокова проводника, при неуниформној расподели губитака	127
Сл. 7.22 – Средња температура блока проводника	128
Сл. 8.1 – Геометрија једне секције нисконапонског намотаја са 19 дискова [15]	130
Сл. 8.2 – Оригинални намотај (K1) и 4 модификована намотаја K2 – K5 (радијални канали нису приказани због прегледности слика)	131
Сл. 8.3 – Расподела брзина уља у радијалним каналима горње секције намотаја K1	133
Сл. 9.1 – Просторни распоред намотаја.....	136
Сл. 9.2 – Модификовани термички дијаграм два аксијално постављена НН намотаја	138
Сл. 9.3 – Шема <i>shell-and-tube</i> размењивача топлоте коришћеног на трансформатору из студије	139
Сл. 9.4 – Уздужни попречни пресек двоструке (double-safety) цеви.....	139
Сл. 9.5 – Промена нивоа воде акумулационог језера Ђердап (2015. година).....	140
Сл. 9.6 – Примери промене фактора запрљања у функцији времена	143
Сл. 9.7 – Струјно оптерећење једног од трансформатора, у периоду 25.9.2015. – 23.8.2016.....	144
Сл. 9.8 – Зависност фактора запрљања од брзине воде	144
Сл. 9.9 – Зависност фактора запрљања од температуре површи	144
Сл. 9.10 – Расподела магнетског поља тронамотајног трансформатора	147
Сл. 9.11 – Рачунарски алгоритам за прорачун фактора запрљања и архивирање вредности	149
Сл. 9.12 – Термички модел суда трансформатора.....	151
Сл. 9.13 – Зависност корекционог фактора за размењивач топлоте.....	153
Сл. 9.14 – Промена фактора запрљања два размењивача топлоте истог трансформатора.....	156
Сл. 9.15 – Промена фактора запрљања за сва четири скупа података (C1 – C4) за по један размењивач топлоте.....	157
Сл. 9.16 – Логистичка крива (вредност C_c је 10)	157
Сл. 9.17 – Промена средње дневне улазне температуре и средњег дневног протока воде	159
Сл. 9.18 – Колонија зебра шкољки у размењивачу топлоте.....	160
Сл. 9.19 – Рачунате вредности фактора запрљања (испрекидана линија) и вредности апроксимираних функцијом (пуна линија).....	161
Сл. 9.20 – Алгоритам рачунарског програма за одређивање могућности тренутног (пре)оптерећења	162
Сл. 9.21 – Алгоритам рачунарског програма за дугорочно планирање чишћења размењивача топлоте	163
Сл. П 2.1 – Промена садржаја воде у папиру ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 1% почетног садржаја влаге.....	170
Сл. П 2.2 – Промена садржаја воде у папиру ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 4% почетног садржаја влаге.....	171
Сл. П 2.3 – Промена вредности DP папирне изолације ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 1% почетног садржаја влаге	172

Сл. П 2.4 – Промена вредности DP папирне изолације ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 4% почетног садржаја влаге	173
Сл. П 4.1 – Утицај промене ширине блока проводника на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $d = 3 \text{ mm}$, $P = 50 \text{ W}$, V око 1 cm/s и $\vartheta_{\text{ин}} = 80^\circ\text{C}$).....	176
Сл. П 4.2 – Утицај промене висине радијалног канала на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 60 \text{ mm}$, $P = 280 \text{ W}$, V око 1 cm/s и $\vartheta_{\text{ин}} = 80^\circ\text{C}$).....	177
Сл. П 4.3 – Утицај промене снаге губитака на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 60 \text{ mm}$, $d = 3 \text{ mm}$, V око $1,5 \text{ cm/s}$ и $\vartheta_{\text{ин}} = 20^\circ$).....	178
Сл. П 4.4 – Утицај промене брзине уља на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 60 \text{ mm}$, $d = 4 \text{ mm}$, $P = 280 \text{ W}$ и $\vartheta_{\text{ин}} = 80^\circ\text{C}$)	179
Сл. П 4.5 – Утицај промене улазне температуре уља на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 20 \text{ mm}$, $d = 3 \text{ mm}$, $P = 50 \text{ W}$ и V око 1 cm/s)	180

ЛИСТА ТАБЕЛА

Таб. 5.1 – Садржај воде у папиру, усредњене вредност мерења, за трансформаторе са 1% и 4% почетног садржаја воде у папиру.....	69
Таб. 5.2 – Минимална вредност DP за трансформаторе са 1% и 4% почетног садржаја воде у папиру.....	69
Таб. 5.3 – Оптималне вредности коефицијената C_1 и C_2	72
Таб. 5.4 – Оптималне вредности коефицијената a и b	74
Таб. 6.1 – Измерене стационарне температуре при различитим оптерећењима на трансформатору у погону	83
Таб. 6.2 – Расподела губитака у језгру, по деловима, при различитим напонима	84
Таб. 6.3 – Расподела губитака у намотајима и конструкционим елементима	86
Таб. 6.4 – Резултати термичких прорачуна.....	89
Таб. 6.5 – Вредност HS фактора НН и ВН намотај и њихових компоненти (у односу на температуру горњег уља у расхладном систему, при оптерећењу 112 MVA).....	89
Таб. 6.6 – Вредност HS фактора НН и ВН намотај и њихових компоненти (у односу на температуре горњег уља у намотајима, при оптерећењу 112 MVA)	89
Таб. 6.7 – Локалне вредности карактеристичних температура, HS фактора и његових компоненти у горњој и доњој секцији ВН намотаја.....	94
Таб. 6.8 – Резултати симулација са модификованим намотајима.....	95
Таб. 6.9 – Вредности термичког прорачуна трофазног OFAF трансформатора.....	98
Таб. 7.1 – Основне геометријске карактеристике радијатора коришћених у експериментима	104
Таб. 7.2 – Оптималне вредности параметара C_1 , C_2 , и C_3 за три различита типа радијатора.....	107
Таб. 7.3 – Вредности мерених и израчунатих притисака (горњи ред вредности P_1 и P_{14} се односи на мерене, а доњи на вредности добијене ДТХМ симулацијом).....	110
Таб. 7.4 – Ефикасност расхладног система за радијаторе различитих произвођача, различите режиме хлађења, снаге губитака и конфигурације вентилатора	111
Таб. 7.5 – Вредности масеног протока и средње брзине за које су извршене FEM/CFD симулације.	116
Таб. 7.6 – Оптималне вредности параметара једначина	118
Таб. 7.7 – Одступање коефицијента преласка топлоте струјањем добијених преко фитоване формуле од вредности добијених FEM/CFD симулацијама.....	119
Таб. 7.8 – Расподела губитака у грејним блоковима.....	121
Таб. 7.9 – Одступања вредности температура блокова за три различите методе прорачуна коефицијента преласка топлоте струјањем у радијалним каналима	124
Таб. 7.10 – Средња температура намотаја, највиша температура намотаја и положај најтоплије тачке	124
Таб. 7.11 – Утицај несиметрије аксијалних канала на вредности КПТС (добијене FEM/CFD симулацијама)	125
Таб. 8.1 – Резултати симулација за намотаје 5 различитих конструкција	132
Таб. 9.1 – Разлика номиналне вредност средње температуре намотаја и номиналне средње температуре уља.....	137
Таб. 9.2 – Каталожки номинални подаци размењивача топлоте	139
Таб. 9.3 – Губици у намотајима при температури 75°C (за све три фазе).....	146
Таб. 9.4 – Радови на одржавању и чишћењу расхладног система (датуми интервенције).....	155
Таб. 9.5 – Вредности параметара добијене фитовањем	160
Таб. П 1.1 – Термичке карактеристике воде у функцији температуре.....	168
Таб. П 1.2 – Термичке карактеристике ваздуха у функцији температуре (на нивоу мора).....	168
Таб. П 1.3 – Термичке карактеристике Shell Diala D® уља у функцији температуре	168
Таб. П 1.4 – Термичке карактеристике Nynas Nytro 4000X® у функцији температуре	168
Таб. П 1.5 – Термичке карактеристике Nynas Nytro Lynx® у функцији температуре.....	169

Таб. П 1.6 – Термички параметри трансформаторског уља коришћеног у огледном трансформатору CIGRE WG A2-38 брошуре у функцији апсолутне температуре.....	169
Таб. П 3.1 – Резултати експеримената и прорачуна (вредности у првом реду се односе на експериментална мерења, у другом су резултати симулације без додатног пада притиска, у трећем су резултати симулација са додатним падом притиска).....	174

СПИСАК СКРАЋЕНИЦА

ДТХМ – Детаљни термо-хидраулички модел

емс – Електромоторна сила

ЕЕС – Електроенергетски систем

ЕУТ – Енергетски уљни трансформатори

КПТ – коефицијент преласка топлоте

КПТС – коефицијент преласка топлоте струјањем

РТ – Размењивач топлоте

РХЕ – Реверзибилна хидроелектрана

ФЗ – Фактор запрљања

ХЕ – Хидроелектрана

АС – Alternating Current (наизменична струја)

АФ – Air Forced ((хлађење) принудно ваздушно)

АН – Air Natural ((хлађење) природно ваздушно)

CFD – Computational Fluid Dynamics (рачунарска динамика флуида)

СТС – Continuously Transposed Cable (континуално транспоновани кабл)

DC – Direct Current (једносмерна струја)

DP – Degree of Polymerization (степен полимеризације)

FAT – Factory Acceptance Testing (пријемно испитивање у фабрици)

FEM – Finite Element Method (метода коначних елемената)

FO – Fiber Optic (оптичко влакно)

HRT – Heat Run Test (оглед загревања)

HS – Hot-spot (врућа тачка, или најтоплија тачка намотаја)

ME – Mean Error (средња грешка)

NTU – Number of Transfer Units (број јединица преноса (топлоте))

OD – Oil Directed ((хлађење) дириговано уљно)

OF – Oil Forced ((хлађење) принудно уљно)

ON – Oil Natural ((хлађење) природно уљно)

RMS – Root Mean Square (квадратна средина)

RMSE – Root Mean Square Error (квадратни корен просечног квадрата одступања)

RUL – Remaining Useful Lifetime (преостали корисни животни век)

THNM – Thermal-Hydraulic Network Model (модел заснован на термичко-хидрауличким мрежама)

1 Увод

Докторска дисертација се бави термичким аспектима енергетских трансформатора хлађених течним изолационим флуидом. Енергетски трансформатори представљају значајан део електроенергетских система, за које се постављају највиши захтеви поузданости и економичности рада. Енергетски трансформатори великих снага су скупи елементи система за које је карактеристичан дуг процес набавке. Основни фактор који дефинише старење трансформатора, али и опасност од тренутног оштећења током рада, представља његова температура. Из овог разлога врши се провера загревања трансформатора након њихове производње (за трансформаторе мање снаге, тест се врши као типски тест, а за велике трансформаторе то је део пријемних фабричких испитивања). Осим иницијалне провере након производње и током рада трансформатора мора се водити рачуна о температурама како оне не би прешле границе које могу довести до тренутног оштећења или до неприхватљивог старења трансформатора, а тиме и скраћења њиховог животног века. Одржавање температуре енергетских трансформатора у прихватљивим границама повезано је са низом техничких аспеката: надзор трансформатора, релејна заштита, планирање и управљање електроенергетским системом, управљање расхладним системом, одржавање итд. Дисертација се бави многим од ових аспеката. У уводном поглављу се дају дефиниције основних појмова и приступи везани за решавање термичких проблема. Поглавље које следи (поглавље 2), такође је уводног типа и говори о улози трансформатора у електроенергетском систему, принципу њиховог рада и конструкцији.

„Енергетски трансформатори су статички електрични уређаји са два или више намотаја који, помоћу електромагнетске индукције, претварају један систем наизменичног напона и струја у други систем напона и струја, обично различитих вредности, али исте фреквенције у сврху преноса електричне енергије“ [1], при чему се искључују трансформатори малих снага и напонских нивоа. Термин *енергетски трансформатори* означава трансформаторе који су део електроенергетског система (без обзира да ли су део преносне мреже, дистрибутивне мреже, или је реч о такозваним „блок-трансформаторима“)

Енергетски трансформатори су неизоставан део сваког електроенергетског система (ЕЕС). Величина енергетских трансформатора, тј. њихова привидна снага, креће се у широком опсегу – од свега неколико kVA, па до више стотина MVA. Када је реч о великим трансформаторима – ради се о масивним машинама, тешким више десетина па и стотина тона [2, 3]. Значајан део масе енергетских трансформатора чине бакарни (ређе алуминијумски) проводници (чија цена је на глобалној берзи дана 9. августа 2022. била 7971,4 \$ по тони [4]) и магнетско коло начињено од трафо-лима (просечна цена електричног челика на тржишту 14 земаља групе Г20 у 2021. години била је око 1050 \$ по тони [5]). Сваки ЕЕС садржи велики број трансформатора, са великом укупном инсталисаном привидном снагом (у ЕЕС Србије 2020. године је у преносном систему ЕМС, укључујући и капацитете корисника прикључених на преносни систем било оперативно 555 трансформатора, укупне привидне снаге око 30 GVA [6], док је 2019. године дистрибутивна мрежа ЕПС имала преко 35 хиљада трансформаторских станица, укупне привидне снаге такође око 30 GVA [7]), при чему се укупна вредност свих трансформатора у мрежи мери стотинама милиона (данашњих) америчких долара, чак и у мањим ЕЕС. Стога, оптимално искоришћење животног века енергетских трансформатора је од великог интереса сваком оператору, поготово када се ради о великим јединицама. Када су већи трансформатори у питању, посебно је важно да је овако скупа опрема квалитетне израде, а њено оптимално искоришћење се постиже добрим одржавањем и управљањем, за шта је неопходан квалитетан систем за надзор. У случају великих трансформатора, ради се о уређајима чија је цена више милиона америчких долара по трансформатору [2], што их сврстава у категорију капиталне опреме.

Оно што је заједничко и за мале и за велике трансформаторе, јесте то да се ради о веома ефикасним уређајима, чији је степен ефикасности реда величине 95-99%, чак и до 99,7% [8]. Без обзира на висок степен ефикасности, иако релативно мали, губици су у апсолутним јединицама снаге (или енергије) веома значајни. Губици електричне енергије су последица протицања електричне струје кроз проводнике, струја индукованих у проводницима и конструкционим деловима трансформатора услед постојања магнетског поља и промене флукса у магнетском колу [9].

Сви губици се, на крају, претварају у топлоту. Генерисање топлоте при раду трансформатора доводи до пораста температуре. Повишене температуре узрок су покретања и/или убрзавања физичко-хемијских процеса који неповољно утичу на физичка својства материјала. Овај феномен се назива и *старење материјала*. Ово је посебно изражено у случају диелектричних материјала (као што су папирна или PVC изолација), који деградацијом губе своје диелектричне способности, услед чега се ствара опасност од диелектричног пробоја при високим напонима између електропроводних делова. У суштини, за сваки материјал постоји одређена температурна граница за коју је дефинисано тзв. *јединично старење материјала*, тј. она при којој је животни век материјала једнак називном. За температуре изнад називне, материјал релативно „брже стари“, тј. животни век уређаја се скраћује. У екстремним случајевима, деградација материјала услед јако високих температура толико је интензивна да практично долази до тренутне хаварије опреме.

Како би се омогућио нормалан и дуготрајан рад енергетских трансформатора, потребно је обезбедити ефикасно хлађење. У зависности од врсте трансформатора, његове величине, области примене, материјала итд., постоје различита решења којима је могуће постићи ефикасно хлађење.

Једна од основних подела трансформатора је, према (расхладном и изолационом) флуиду који окружује његов активни део, на *уљне* и *суве* (ваздушне), а у новије време су се појавили и SF₆ трансформатори [8]. У литератури на енглеском језику, као и у важећем ИЕС стандарду [1], уобичајен је термин *liquid-immersed transformer* (буквално преведено – трансформатори уроњени у течност). Овај термин уважава тренд да се, поред традиционалних минералних уља, све чешће, као течности користе силиконска уља и биоразградиви природни и синтетички естри [8]. Међутим, термин „уљни“ (*oil*) и даље се користи као универзалан и односи се и на ове течности. Стога ће, у наставку дисертације, термин „уљни“ имати шире значење и односиће се на све трансформаторске изолационе течности.

Код уљних трансформатора, трансформаторско уље има две функције – прва је изолаторска, а друга да обезбеди ефикаснији пренос топлоте у односу на ваздух. Уљни трансформатори су, услед ефикаснијег хлађења, значајно ефикаснији од осталих у погледу односа снаге, са једне стране – и масе и цене, са друге стране. Из техничких и економских разлога, напонски ниво и снага сувих трансформатора ретко прелази 36 kV и 15 MVA [10]. Иако постоје суви трансформатори и за нешто веће снаге и напоне, опет се ради о значајно мањим вредностима од оних које важе за комерцијалне уљне трансформаторе. Из наведених разлога, заступљеност уљних неупоредиво је већа од заступљености сувих а нарочито SF₆ трансформатора који због своје високе цене своју примену проналазе у врло специфичним условима¹. У овој дисертацији, ако се другачије не нагласи, биће пре свега речи о енергетским уљним трансформаторима (ЕУТ).

Имајући у виду да је трансформатор велики уређај који је израђен од различитих материјала, расподела температуре приликом рада није униформна. Температуре су највише у активним деловима (намотајима и магнетском колу), у којима су сконцентрисани губици. Познавање расподеле температуре у трансформаторима веома је важно како у процесу

¹ SF₆ трансформатори своју употребу проналазе на местима где постоји опасност од експлозија/избијања пожара и где је опасност од изливања уља у потпуности неприхватљива.

пројектовања трансформатора, тако и током експлоатације. У процесу пројектовања и производње, произвођач мора обезбедити да одређене температуре не пређу дефинисане граничне вредности при дефинисаним условима рада трансформатора. У процесу пројектовања, оптималним димензионисањем делова трансформатора, одређивањем њиховог међусобног положаја, одабиром одговарајућих материјала (итд.), тежи се постизању оптималног односа цене и гарантованих карактеристика трансформатора. Од суштинске важности за процес пројектовања је да пројектанти располажу што тачнијим и релативно брзим прорачунским методама и рачунарским алатима заснованим на њима. Ово је генерално захтев за различите карактеристике трансформатора, па и за температурне карактеристике.

У склопу пријема произведеног трансформатора од стране купца, уређај мора да успешно прође одређени скуп тестова. Ови тестови су дефинисани уговором произвођача и купца, најчешће у складу са међународним стандардима [1]. Евентуално мало прекорачење загарантованих вредности могуће је компензовати такозваним „пеналима“, тј. смањењем цене уређаја, док већа одступања по правилу значе одбијање пријема, а самим тим и велики финансијски губитак за произвођача.

Један од тестова је и *оглед загревања* (*heat run test* или скраћено НРТ) трансформатора, чија процедура је дефинисана стандардом [11]. Велики енергетски трансформатори се обично израђују као уникати, стога се оглед загревања по правилу ради за сваки уређај. Насупрот томе, мање јединице се праве серијски, те се за њих (због цене и дужине трајања теста, који не може бити краћи од неколико сати) оглед загревања не спроводи као серијско, већ као типско испитивање (на једном трансформатору). Неки купци захтевају додатне термичке тестове, на пример при дефинисаном дијаграму краткотрајног преоптерећења трансформатора.

У оквиру огледа загревања, врши се мерење пораста температуре. Температуре које се мере у огледу загревања су температура горњег уља мерена у цепу на поклопцу трансформаторског суда, и средње температуре намотаја (мерењем отпора намотаја једносмерном струјом). Потребно је истаћи да температура уља у цепу обично није једнака највишој температури уља у активним деловима трансформатора, а да је средња температура намотаја нижа од највише температуре намотаја. Разлог зашто се у огледу загревања мере ове температуре је тај што су мерења лако доступна (није потребан приступ зонама у којима постоје високи напони). Директна мерења температура у зонама високих напона (у активним деловима) су могућа, али не применом традиционалних мерних сензора². За мерење температуре активних делова користе се фибер-оптички сензори (*fiber-optic sensors* или скраћено ФО сензор). Ипак, стандард је још увек заснован на традиционалним методама, јер се при употреби ФО сензора јављају имплементационе тешкоће. Пракса показује да је уградња ФО сензора и њихова примена постала стандардна код великих трансформатора.

На основу измерених температура горњег уља и средњих температура намотаја, дефинисаном прорачунском методом рачунају се највише (критичне) температуре намотаја – такозване температуре *вруће тачке* (*hot-spot*) [12]. Највиши дозвољени пораст вредности ових критичних температура у односу на спољни расхладни флуид се дефинишу уговором између произвођача и купца и могу се разликовати од оних препоручених стандардом.

Проблем код традиционалних прорачунских метода за одређивање НС температуре је у томе што се оне заснивају на величини која се назива *фактор вруће тачке* (*hot-spot factor*), који је тешко проценити и за који се у пракси често користе грубе емпиријске методе, или, као још неповољнији приступ – користе се типске вредности из стандарда.

Поменуте поједностављене методе за прорачун температура по правилу се заснивају на физичким изразима који описују елементарне геометрије. Међутим, физички процеси који утичу на генерисање и пренос топлоте код енергетских уљних трансформатора су комплексни и међусобно утичу једни на друге на сложен начин. Поједностављене формуле немају

² на пример термопарови или РТ100 сонде

могућност да прецизно опишу суштину ових различитих физичких феномена. Уколико произвођач није сигуран у тачност својих прорачуна, принуђен је да уведе мање или веће *сигурносне маргине*. Сигурносне маргине су скуп мера којима се осигурава постизање гарантованих карактеристика уређаја, а као резултат оне имају већи утрошак материјала – такозвано „*предимензионисање* трансформатора на страну сигурности“. Крајњи ефекат је да ће купац добити трансформатор веће снаге од оног који је уговорио и платио, што је добро за купца, али лоше за произвођача (статистичка анализа у [13] показује да се, смањењем сигурносних маргина на 5 К за температуру намотаја и 3 К за температуру горњег уља, профит произвођача, услед уштеде материјала, може повећати за преко 8%). Ово се ради како би се избегли већи трошкови у случају да трансформатор не прође оглед загревања, али и да би се одржао углед компаније произвођача. Међутим, вођен природном потребом за повећањем зараде, произвођачи имају интерес да стварни порасте температуре буду што ближе уговореним, али са минималним ризиком да их пређу.

Типична пракса у индустрији трансформатора је следећа. На основу дугогодишњег искуства и статистике мерних резултата (пре свега огледа загревања, евентуално и специјалних експеримената спроведених у циљу истраживања конструкција и њених детаља), произвођачи уводе корекционе факторе којима се вредности добијене прорачунима приближавају стварним. Ови коефицијенти, нажалост, важе само за одређене случајеве и класу сличних трансформатора. Проблем може настати када произвођач покуша да методу примени при пројектовању уређаја који се разликује од њиховог дотадашњег асортимана. Једна од вредности које је најтеже предвидети у прорачуну је *hot-spot factor*.

Развојем рачунара и рачунарских програма за симулацију физичких процеса, традиционалне и једноставне методе базиране на емпиријским формулама добиле су алтернативу. Велики светски произвођачи су, захваљујући финансијској моћи помоћу које одржавају развојне тимове, у праксу пројектовања увели рачунарске програме за термичке прорачуне засноване на комплекснијим моделима физичких појава. Овакви програми су резултат сопственог развоја у компанијама и нису намењени слободном тржишту. Мањи произвођачи, по правилу, имају ограничене развојне могућности, што ствара могућност да се на тржиште пласирају рачунарске програме засноване на комплексним термичким моделима.

Прорачунске методе за детаљнију симулацију термичких процеса су се развијале у два правца. Први, у склопу општих метода коначних елемената (*Finite Elements Method* – FEM) и симулације процеса динамике флуида (*Computational Fluid Dynamics* – CFD), и други базиран на решавању детаљних термо-хидрауличких мрежа (ДТХМ, *Detailed Thermal-Hydraulic Network Model* – THNM), као наменске методе. Два основна параметра за поређење учинка и потенцијала ова два правца су брзина извршавања симулација и тачност прорачуна. Може се рећи да су оба параметра, заправо, одређена величином просторног кванта за који се врше прорачуни. Наиме, обе ове рачунарске методе заснивају се на просторној подели геометрије на елементе, за које се постављају и решавају системи једначина које описују термичке и хидрауличке процесе.

Комплексни прорачуни, какви су неопходни за симулацију термо-хидрауличких процеса у енергетским трансформаторима, базирани на FEM/CFD, по правилу трају неприхватљиво дуго за потребе пројектовања и *online* мониторинга током експлоатације. Чак и у случају 2D симулација (које су по правилу знатно мање захтевне од симулација за 3D геометрије) са редукованом геометријом, тј. ако се уведу одређена занемарења која искључују неесенцијалне елементе чији је утицај на расподелу три поља (поље брзине, поље притиска и поље температуре) ефекат нижег реда – симулације могу трајати данима, па и више недеља на рачунарским системима велике процесорске моћи [14]. Због тога, FEM/CFD своју улогу имају, пре свега, у истраживањима и развоју, или за испитивање утицаја неких детаља у конструкцији.

Насупрот FEM/CFD, прорачуни засновани на ДТХМ трају неупоредиво краће – трајање симулација је реда величине неколико десетина секунди до неколико минута на персоналним рачунарима [15, 16]. Оно што се поуздано може рећи јесте да је ниво детаља који се може обухватити ДТХМ нижи од оног који се постиже применом FEM/CFD, али је ниво детаља обухваћених ДТХМ ближи FEM/CFD него онеме који обухватају класични упрошћени модели у индустрији трансформатора. У складу са тим, очекивана тачност ДТХМ је нешто нижа од FEM/CFD, али много виша од класичних упрошћених модела. На жалост, не постоје објављени статистички подаци о тачности појединачних метода. При процени тачности метода, не треба заборавити да постоје и произвођачке толеранције, тако да ће се вредности израчунате током пројектовања засигурно у извесној мери разликовати од мерених, као последица производних толеранција.

Данас, индустрија трансформатора и струка препознају ДТХМ као перспективнији приступ за термичке прорачуне ЕУТ. Међутим, неопходно је нагласити да сва три приступа термичким прорачунима нису међусобно искључиви, напротив – сваки може имати своју улогу у различитим фазама пројектовања, али и послужити за валидацију резултата прорачуна других метода. Класичне упрошћене методе су мање тачне али су „робусне“, јер су засноване на вишедеценијском искуству пројектовања, производње и огледа загревања, па се стога могу користити за проверу у почетној фази развоја детаљних модела.

ДТХМ омогућава да пројектант у фази пројектовања оптимизује конструкцију (на пример, одабир пресека проводника и положаја и димензија канала у намотају кроз које струји уље). Оптимизација може обухватити и расхладни систем (на пример, број радијатора, позиција и снага вентилатора). Крајњи циљ је остварење потребних температурних карактеристика (да вредности пораста температура буду испод дозвољених), уз примену што мање материјала, односно, што мањим трошком производње.

Код традиционалних упрошћених метода рачунају се поједине термичке компоненте уз примену сигурносних маргина, и на крају се долази до вредности која треба да буду мање од гарантованих. Дакле, не врши се предвиђање пораста температура које се мере у огледу загревања. ДТХМ се суштински разликују, јер се њима, након дефинисане конструкције трансформатора, могу предвидети све температуре које се постижу у огледу загревања.

Поред вредности *hot-spot* температуре изузетно важна информација коју даје ДТХМ је и положај *hot-spot* у намотају. Уколико је уговором одређено да трансформатор треба да садржи ФО сензоре, произвођач ће их уградити на положај где се очекује појава највише температуре намотаја (уградња ФО се мора вршити током производње трансформатора). Ова функционалност ДТХМ је од великог практичног значаја, пре свега за корисника трансформатора, јер се на овај начин гарантује квалитетан надзор током рада трансформатора, односно праћење највише температуре у намотају, која представља најугроженије место и одређује старење трансформатора и његов животни век.

Последњих година, условљено развојем модерних рачунарских система, сензора, система надзора и система аквизиције, долази до експанзије такозваних паметних мрежа (*smart grid*). Циљ њихове примене је спровођење управљања које повећава поузданост и економичност мреже (како због животног века опреме, тако и због губитака енергије). Важан део сваког правога *smart* система представљају тачни и поуздани физички и математички модели система и његових делова. У складу са тим, постоји тенденција развоја модела различитих физичких појава у енергетским трансформаторима за употребу у оквиру *smart grid* система. Термички модели енергетских трансформатора су, такође, део овог тренда. Брзина прорачуна заснованих на ДТХМ (у поређењу са релативно спорим термичким процесима) омогућава њихову употребу у *smart grid* системима.

Правци у којима су постигнути доприноси у дисертацији, и у којима је публикувано неколико радова у водећим часописима из групе *IEEE Transactions*, тичу се анализе *hot-spot*

фактора, развоја неинвазивне методе (на бази анализе једињења фурана растворених у уљу), унапређења математичких модела појединих елемената хидрауличких и термичких мрежа ДТХМ и проширење области примене ДТХМ на операторе трансформатора.

Након уводних разматрања и постављања неопходних теоретских основа (поглавља 2, 3 и 4), поглавље 6 посвећено је једном од најважнијих термина у области термичког моделовања трансформатора – *hot-spot* фактору (HS фактор). Полазећи од резултата добијених применом рачунарског програма базираног на ДТХМ [17], извршена је квалитативна декомпозиција утицаја различитих физичких процеса на вредност *hot-spot* температуре намотаја. На тај начин је „расветљен“ појам *hot-spot* фактора, који у литератури, укључујући и стандарде из ове области, није јасно дефинисан са физичког аспекта, у смислу да није рашчлањено на који начин утичу појединачни релевантни физички ефекти. Пример на коме је анализа HS фактора приказана је трансформатор снаге 100 MVA на Реверзибилној хидроелектрани „Бајина Башта“, који је реконструисан са циљем повећања снаге за 12 %, у склопу чега је анализирана и могућност повећаног оптерећења трансформатора.

Након објашњења основних физичких и хемијских законитости феномена старења чврсте изолације, у поглављу 5 приказана је и једна нова, неинвазивна метода за процену преосталог (корисног) животног века (*Remaining Useful Lifetime*, RUL) трансформатора, тј. за процену релативне старости његове папирне изолације. Метода је развијена у сарадњи са Јавним предузећем „Електропривреда Србије“ и колегама из Електротехничког института „Никола Тесла“. На основу резултата експерименталних истраживања на два специјална огледна трансформатора, развијена је корелација између вредности степена полимеризације целулозе (DP) и садржаја фурана растворених у уљу. Користећи ову корелацију, из вредности измерених концентрација фурана растворених у уљу, израчунава се тренутна вредност DP. Традиционална метода за одређивање DP подразумева узимање физичког узорка папирне изолације; дакле, искључивање трансформатора из погона, истакање уља и узимање узорка папирне изолације са спољашње површи намотаја, која по правилу није место на коме се јавља највиша температура, а тиме ни највећа деградација и најнижи DP. Друга практично изводљива опција (узорковање изолације из средине диска) не постоји, тако да се ова „мањкавост“ мора прихватити. Евентуално се може применити приближна корекција DP добијеног са узорковања на спољашње површи намотаја на основу очекиване разлике температуре на месту највише температуре и месту узорковања.

У дисертацији су приказана два унапређења ДТХМ. Прво унапређење, описано у поглављу 7.1, је формула за одређивање пада притиска који се јавља у глави радијатора. Овај пад притиска (иначе занемарљив при ниским протоцима карактеристичним за природно струјање уља) при великим протоцима постаје значајан. Овако велики протоци се јављају када се на трансформаторима са радијаторима користе уљне пумпе. Експерименталним истраживањем у фабрици трансформатора „Tamini Transformatori S.r.l.“ (Лењано, Италија), за радијаторе четири различита произвођача, извршен је низ експеримената, у којима су мерене температуре уља, проток и падови притисака. На основу резултата ових експеримената, формиране су једначине које описују локални пад притиска у глави радијатора. Друго унапређење, описано у поглављу 7.2, су нове једначине за коефицијент преласка топлоте струјањем (КПТС) у радијалним каналима у намотајима са аксијалним и радијалним уљним каналима без баријера за усмеравање уља. За овај тип намотаја, који је и даље веома распрострањен у индустрији трансформатора, за разлику од такозваних *цик-цак* (*zig-zag*) намотаја код којих постоје баријере за усмеравање уља, постоји мало објављених истраживања, односно постоје веома ретке и веома грубе формуле за израчунавање КПТС. Нове једначине су формиране на основу резултата FEM/CFD симулација. Симулације су извршене за широк и реалистичан опсег температура, протока и димензија проводника и уљних канала. Тачност нових једначина је проверена поређењем са мерењима на експерименталној поставци модела намотаја и FEM/CFD симулацијама објављеним у [14].

Ефекат примене формула је приказан кроз поређење са формулама за КПТС објављеним у литератури [18].

У вези са поменути типом намотаја, поређењем резултата ДТХМ симулација, (поглавље 8) илустрована је предност употребе баријера за усмеравање уља код цик-цак намотаја у односу на намотаје без усмереног струјања уља у радијалним каналима. Ово је један од главних разлога што се последњих деценија фокус помера од намотаја без баријера ка намотајима у којима се постављају баријере за успостављање усмереног кретања уља кроз радијалне канале за хлађење (*цик-цак* намотаји).

Последња целина дисертације односи се на проширење области примене ДТХМ. Описана метода је намењена операторима трансформатора, који на основу информација прикупљених у системима надзора могу да врше планирање производње и одржавања опреме. Предложена је нова метода за процену запрљања *shell-and-tube* размењивача топлоте (РТ), код којих је спољашњи расхладни флуид речна вода. Овај тип РТ је често коришћен код великих трансформатора, поготово код блок-трансформатора на хидроелектранама, где је вода за хлађење доступна. Запрљање РТ доводи до смањења ефикасности хлађења, што доводи до пораста температуре у трансформаторима. Могућност да се у реалном времену квантитативно процени смањење ефикасности хлађења значи и могућност процене максималне снаге коју трансформатор може да пренесе. То значи да температура не сме да пређе критичне вредности за класу примењене изолације, као и то, да прекорачење граничних температура, и последично убрзање релативног старења чврсте изолације остане у прихватљивим границама. Метода је заснована на квазистационарном ДТХМ трансформатора и РТ типа *shell-and-tube* и примењена је на трансформатору Хидроелектране „Ђердап 1“. За потребе анализе, за два идентична блок-трансформатора снаге 420 MVA, прикупљена су по два једногодишња скупа мерења струјног оптерећења трансформатора, улазних и излазних температура уља и воде у РТ, протока уља и воде кроз РТ, као и температуре амбијента. Мерења су вршена са резолуцијом до 15 минута (струјно оптерећење је мерено са резолуцијом од 1 секунде), и на основу њих се у реалном времену процењује тренутна вредност фактора запрљања, којим се стандардно квантификује ниво запрљања РТ. На основу тренутне вредности фактора запрљања рачуна се и тренутно максимално трајно оптерећење трансформатора или максимална дозвољена дужина задатог преоптерећења. Осим тога, предложен је и концепт алгоритма који би могао да се користи за предикцију фактора запрљања у будућности. Алгоритам предикције је заснован на прорачунским методама приказаним у дисертацији. Коначни резултат комплетне методе је могућност планирања производње и одржавања у будућности.

2 Енергетски трансформатор

2.1 Улога и значај енергетских трансформатора

Пренос електричне енергије на даљинама од неколико километара до неколико стотина километара, са економског и техничког аспекта, најповољније је вршити на високим наизменичним напонима. У употреби су преносне мреже различитих напонских нивоа. На пример, у нашем електроенергетском систему, линијски напони преносне мреже су 110 kV, 220 kV и 400 kV, док се у свету користе и други напонски нивои – до 765 kV [8] за традиционалне АС мреже, док се за високонапонске DC мреже (HVDC) користе и виши напони (чак и до 1100 V [19]). Са друге стране, уређаји за производњу и потрошњу електричне енергије најчешће раде на нижим напонима. Највећи део електричне енергије у свету се производи синхроним генераторима у термоелектранама и хидроелектранама. Најприкладнији и најекономичнији напонски ниво за рад великих синхроних генератора је између 10 kV и 20 kV. Са друге стране, уређаји за потрошњу електричне енергије у домаћинствима раде са напонима од 100-500 V [20], пре свега због безбедности и могућности изолације уређаја (уређаји под високим напоном захтевају много веће димензије). У индустрији се користе и потрошачи на средњем напону³. Такође, често је погодно да између преносног система и крајњег потрошача постоји и такозвана дистрибутивна мрежа, чији су напонски нивои различити и у широком опсегу између 400 V и 110 kV⁴. Између свака два дела електроенергетске мреже чији су напонски нивои различити мора постојати трансформатор. Ако се у виду има неколико етапа промене напонског нивоа између производње и потрошње, затим обавезна резерва у снази због планираног и неплаираног повећања потрошње и/или обезбеђивања редундансе мреже, али и обезбеђивање додатних капацитета за транзит електричне енергије – укупна снага енергетских трансформатора многоструко премашује укупну инсталисану снагу свих производних капацитета мреже. У електроенергетској мрежи се налази велики број трансформатора – ЕЕС Србије данас има преко 35.000 трансформатора (од тога, велика већина су дистрибутивни трансформатори), различитих снага (од изузетно малих дистрибутивних трансформатора од свега 50 kVA, па до блок-трансформатора у Термоелектрани „Никола Тесла Б“, који је највећи енергетски трансформатор у Србији, снаге 725 MVA) и напонских нивоа, укупне инсталисане снаге око 60.000 MVA [6, 7].

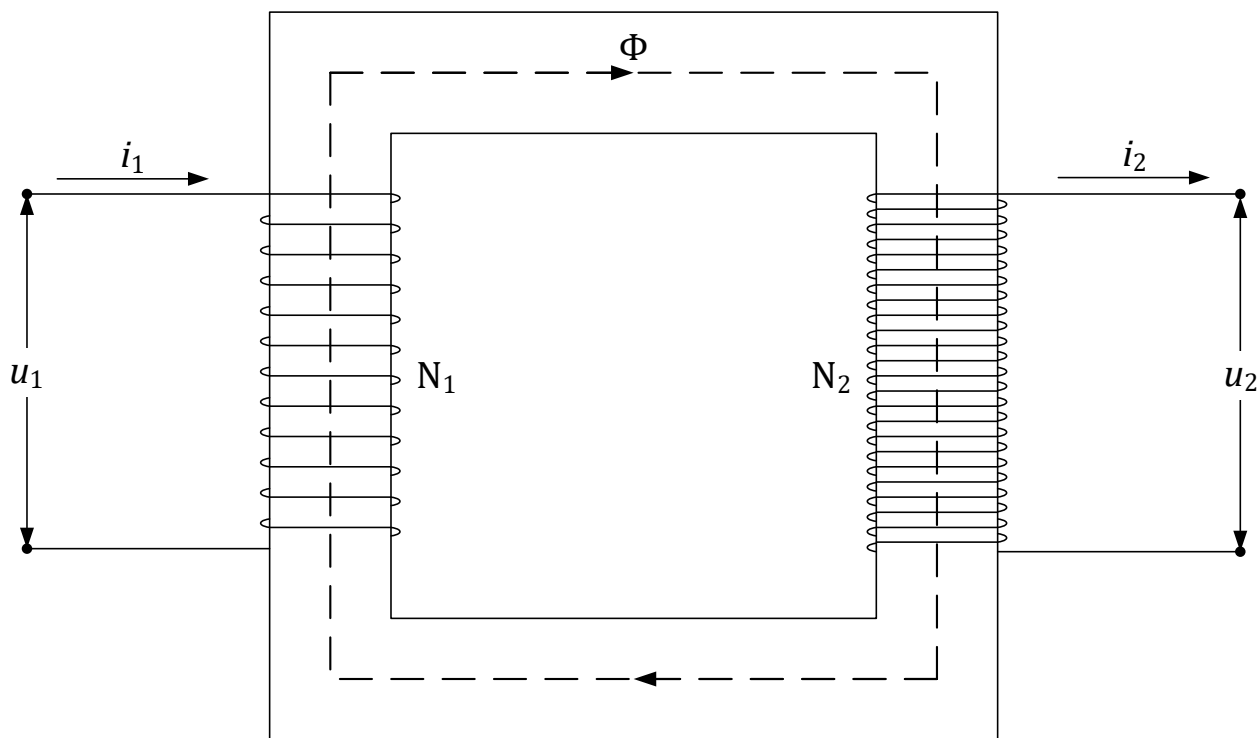
2.2 Принцип рада трансформатора

Као што је већ речено у уводу, „енергетски трансформатори су статички електрични уређаји са два или више намотаја који, помоћу електромагнетске индукције, претварају један систем наизменичног напона и струја у други систем напона и струја, обично различитих вредности, али исте фреквенције у сврху преноса електричне енергије“ [1]. У основи је врло једноставан уређај. Најпростији трансформатор чине, практично, два галвански одвојена намотаја и магнетско међуколо око којег су намотаји „намотани“ (Сл. 2.1). Намотај је жица од електропроводног материјала (најчешће бакра) постављена спирално тако да њени навоји обухватају магнетско коло начињено од материјала са повољним магнетским карактеристикама⁵ – трафо-лим који је посебна легура гвожђа.

³ од неколико kV до неколико десетина kV

⁴ У Србији су у употреби дистрибутивне мреже 35 kV, 20 kV и 10 kV.

⁵ висока пермеабилност и ниска густина губитака при радној магнетској индукцији



Сл. 2.1 – Илустрација једног једноставног двомотајног трансформатора

Постоје два различита концепта за именовање намотаја. Прва се односи на напонски ниво намотаја. Термини су *нисконапонски* (НН) и *висконапонски* (ВН) намотај (на енглеском *low voltage* и *high voltage*, скраћено LV и HV респективно). Ова два термина напонски ниво обично описују релативно (у односу један на други). Ипак, код енергетских трансформатора понекад се нагласи да се ради о *средњенапонском* намотају (*medium voltage* MV или *intermediate voltage* IV). Други концепт односи се на смер кретања енергије. Тако се намотај у који енергија улази назива *примар*, а намотај из којег енергија излази назива се *секундар*. Треба имати у виду да други концепт може да доведе до забуне. Наиме, у традиционалним мрежама, смер енергије је једнозначан и увек усмерен од производње (електране) ка потрошачима; међутим, код савремених мрежа, са дистрибуираном производњом, смер енергије може да се мења. При томе, трансформатор, као двострани претварач, регуларно ради у оба случаја.

У зависности од тога да ли је примар на нижем или вишем напону од секундара трансформатори могу бити *подизачи* (*step-up*) или *спуштачи напона* (*step-down*).

Осим ова два намотаја (примар/секундар или ВН/НН), неки трансформатори имају и *терцијер*, као и додатне, *регулационе* намотаје. Терцијер некада има само стабилизациону функцију и не преноси снагу, док се некада *терети* (тј. преноси снагу). Уколико тронамотајни трансформатор има два намотаја идентичне снаге и напонског нивоа, трећи намотај се обично не назива терцијером, већ се каже да трансформатор има два примара, или два секундара (аналогно два НН или два ВН намотаја).

Уколико се занемаре губици услед протицања електричне струје кроз намотај и уз претпоставку да је релативна пермеабилност магнетског кола бесконачна, добија се *идеалан трансформатор*. Наравно, овакав уређај у стварности не постоји, али за потребе квалитативног разумевања принципа рада, ово занемарење је оправдано.

Ако је један крај трансформатора отворен (струја кроз њега је нула), а на крајеве другог намотаја се доведе наизменичан напон u , кроз њега ће тећи струја i_m . Та релативно мала струја се назива *струја магнетезања*. На основу Фарадејевог закона о електромагнетској индукцији [21], наизменична (простопериодична) струја кроз навојак (контуру) створиће наизменично (простопериодично) поље, чији је флуks Φ такође простопериодична величина. Настали флуks

у намотају индуковаће електромоторну силу (e_{mc}) чија је вредност једнака напону u . За намотај са N навојака, по другом Кирхофовом закону, за затворену контуру, важи:

$$u = e = N\sigma = -N \frac{d\Phi}{dt}, \quad (2.1)$$

где су: e – укупна индукована e_{mc} , N – број навојака намотаја, σ – индукована e_{mc} једног навојка (контуре). За простопериодичне величине, флуks и e_{mc} су истог таласног облика, са тим да индукована e_{mc} фазно предњачи (за $\pi/2$) у односу на флуks, који је у фази са струјом магнетног поља. Флуks поља који целом својом дужином пролази кроз магнетско коло, и обухваћен је свим навојцима оба намотаја, назива се *спрежни флуks*, а поље *спрежно поље*. Индуктивност којом се описује спрежни флуks биће представљена са (само)индуктивности L_μ :

$$N\Phi = L_\mu i, \quad (2.2)$$

која представља линеарни коефицијент односа укупног флуksа намотаја и његове струје, или, за простопериодичне величине угаоне учестаности ω , одговарајућом реактансом X_μ :

$$X_\mu = \omega L_\mu. \quad (2.3)$$

На крајевима другог намотаја ће се такође индуковати e_{mc} . Обично, осим у ретким случајевима, број навојака два намотаја се разликује. У складу са једначином (2.1), однос индукованих e_{mc} (а у случају идеалног трансформатора исто важи и за напоне) на крајевима два намотаја сразмеран је односу броја навојака:

$$\frac{e_1}{e_2} = \frac{N_1}{N_2}. \quad (2.4)$$

Количник броја навојака два намотаја се назива *преносни однос трансформатора*.

Привидна снага коју трансформатор пренесе једнака је производу струје и напона, а за идеални трансформатор важи:

$$u_1 \cdot i_1 = u_2 \cdot i_2 = S. \quad (2.5)$$

Последично, однос вредности струја је обрнуто сразмеран преносном односу.

Уколико би се уважила отпорност намотаја, по другом Кирхофовом закону, за затворену контуру и позитиван смер струје имамо:

$$u - Ri = e = -N \frac{d\Phi}{dt}, \quad (2.6)$$

где су: R – еквивалентни електрични отпор намотаја, а i – електрична струја намотаја. Овим еквивалентним електричним отпором моделују се губици који се генеришу услед протицања електричне струје.

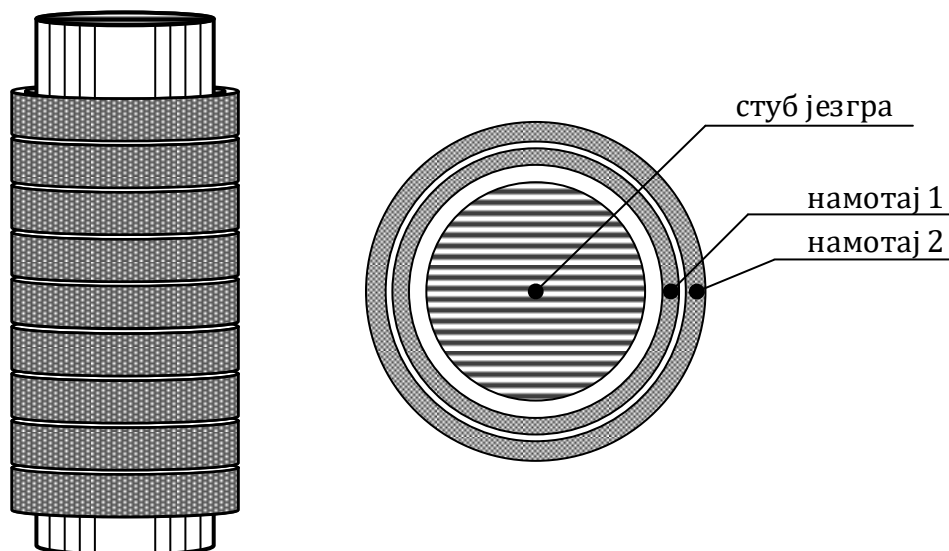
Код идеалног трансформатора подразумева се да комплетан флуks пролази кроз магнетско коло и оба намотаја. У стварности, део линија поља се затвара кроз околни ваздух. Тај флуks се назива *расути флуks*, а његово поље *расуто поље*. Индуктивност којом се описује расути флуks сваког намотаја назива се индуктивност расипања (која ће бити представљена са редном индуктивности L_σ или њеном одговарајућом реактансом X_σ). Једначина (2.6) тако постаје:

$$u - Ri - L_\sigma \frac{di}{dt} = e = -N \frac{d\Phi}{dt}, \quad (2.7)$$

а уколико за простопериодичне величине уведемо фазорски рачун са комплексним бројевима, једначину можемо записати и као:

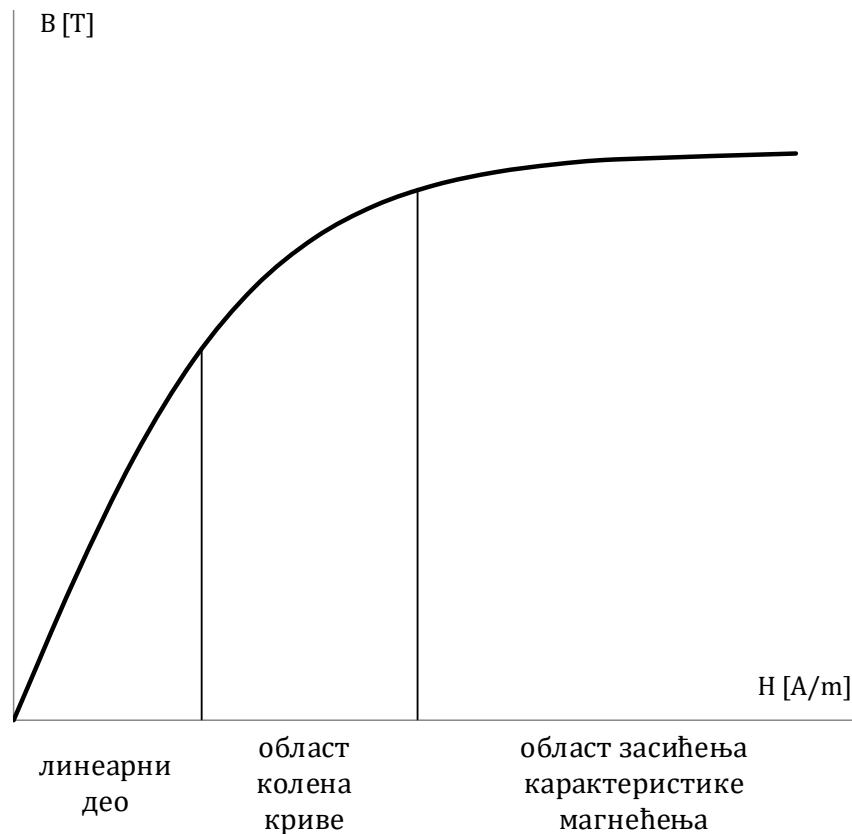
$$\underline{U} - (R + jX_\sigma)\underline{I} = \underline{E}. \quad (2.8)$$

Кроз пројектовање, избором квалитетних магнетских материјала и просторне расподеле активних (и конструкционих металних) делова трансформатора постиже се мали однос расутог и спрежног флуksа, јер расуто поље не преноси енергију кроз трансформатор, већ ствара падове напона и индуковане локалне струје у проводницима, али и масивним металним деловима, који доводе до стварања такозваних *додатних губитака*, о којима ће речи бити у поглављу 2.6. У пракси, енергетски трансформатори никада се не постављају као на Сл. 2.1, већ се намотаји обично постављају на стуб једне фазе као концентрични цилиндри (Сл. 2.2), иако постоје и другачија решења.



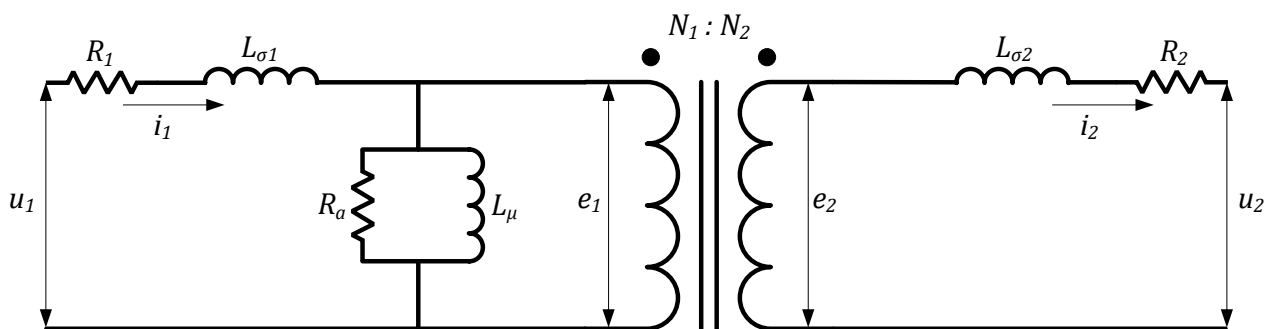
Сл. 2.2 – Илустрација једне фазе двонамотајног трансформатора (слика лево) и попречни пресек (слика десно)

Једна од основних карактеристика магнетског кола је нелинеаран однос струје магнећења и флуksа који она ствара у магнетском колу, самим тим и однос јачине магнетског поља (H) и магнетске индукције (B). Ова нелинеарност објашњава се тежњом да се елементарни диполи феромагнетског материјала (од којих је магнетско коло начињено) оријентишу у правцу линија спољашњег магнетског поља [21]. *Крива магнећења* (или *$B-H$ крива*) дата је на Сл. 2.3. При нижим вредностима јачине магнетског поља, карактеристика је практично линеарна, а релативна магнетска пермеабилност висока. Како магнетска индукција и поље расту, карактеристика улази у засићење, а релативна магнетска пермеабилност се асимптотски приближава јединичној вредности. У области засићења, практично сви елементарни диполи феромагнетског материјала оријентишу се у правцу магнетског поља, те се магнетско коло, практично, понаша као ваздух. Вредност магнетске индукције у колону ове криве зависи од врсте и квалитета магнетског материјала, и за (данашње, модерне) квалитетне комерцијалне лимове је нешто нижа од 2 Т. Рад у области засићења карактеристике магнећења карактеришу повишени губици, повећана бука и изобличење струје, што ограничава максималну вредност магнетске индукције у магнетском колу. Са друге стране, рад при ниској магнетској индукцији значи већи утрошак материјала. Из ова два разлога, иако је карактеристика у близини колена криве магнећења нелинеарна, радна тачка се обично налази у колону карактеристике магнећења и њен положај је својеврсни техно-економски компромис, при чему се негативни ефекти (повишен садржај виших хармоника струје магнећења, повишен ниво буке и повишена температура) надпобуде (*over-excitation*, тј. рада у нелинеарном делу карактеристике) држе испод дефинисаних граница. Нелинеарност магнетског кола за последицу има да једначина (2.2) није сасвим тачна.



Сл. 2.3 – Крива магнећења

Тема ове дисертације је загревање трансформатора, које је последица постојања губитака енергије у трансформатору. Једна од компоненти ових губитака енергије су губици у магнетном колу. Уобичајени модел који се користи за одређивање напонских прилика у колу у коме се налази трансформатор јесте заменска шема са концентрисаним параметрима. Овај модел у обзир узима губитке услед протичања струје кроз намотаје и услед постојања магнетне индукције у лимовима магнетног кола. Заменска шема трансформатора је дата на Сл. 2.4.



Сл. 2.4 – Заменска шема трансформатора

Са електричним отпором R_a на заменској шеми моделовани су губици активне снаге који се генеришу у магнетском колу трансформатора.

2.3 Врсте енергетских трансформатора

Постоји неколико критеријума по којима је могуће извршити класификацију енергетских трансформатора.

Према врсти изолационог (расхладног) флуида деле се на:

- уљне (*liquid* – течне),
- суве (ваздушне) и
- SF6.

Предност сувих или ваздушних трансформатора у односу на уљне је у томе што су прихватљивији тамо где постоје строжи еколошки или хигијенски захтеви – на пример, у неким јавним објектима или фабрикама. Често су намотаји сувих трансформатора заливени специјалним смолама високе класе изолације (F или C) [8]. Цена ових материјала је висока. Осим тога, услед релативно мале ефикасности хлађења, са постојећом технологијом ретко се израђују веће јединице од 10 MVA (мада постоје и већи суви трансформатори, на пример 31,5 MVA, произвођача ABB Ltd. [22]).

SF6 трансформатори своју улогу имају у специјалним применама где постоји опасност од пожара и експлозија. SF6 поседује изузетно добре диелектричне способности и много је лакши од класичних уљних трансформатора. Међутим, користи се у врло ограниченој мери, због високе цене и ниже ефикасности хлађења од традиционалних. Осим тога, препознат је као гас стаклене баште са највишим релативним потенцијалом глобалног загревања (*Global warming potential* – GWP) [23], због чега је његова употреба непожељна.

Према типу магнетског кола трансформатори се деле на:

- тип „језгро“ (*core*) и
- тип „оклоп“ (*shell*).

Према броју фаза трансформатори се деле на:

- монофазне,
- трофазне и
- остале вишефазне (двофазни, шестофазни).

Као мрежни трансформатори, најчешће су у употреби трофазни. Међутим, уместо трофазног трансформатора, могу се користити три монофазна. Остали вишефазни трансформатори употребљавају се за индукционо загревање (трофазно-двофазни) и као исправљачки трансформатори (шестофазни, дванаестофазни – њиховом употребом се смањује валовитост струје).

Према броју намотаја трансформатори се деле на:

- двонамотајне (један примар и један секундар),
- тронамотајне (2 примара и 1 секундар или 1 примар и два секундара) и
- вишенамотајне.

Некада се, у случају несиметричних снага секундара, мањи од два секундара (нпр. онај за сопствену потрошњу електране, на блок-трансформатору) назива терцијер (терцијер се чешће не терети, већ, у неким апликацијама, нпр. код аутотрансформатора, служи као стабилизациони, за затварање струја трећег хармоника).

Према величини (тј. снази), трансформатори се деле на [12]:

- дистрибутивне трансформаторе (снаге до 2500 kVA за трофазне и 833 kVA за монофазне трансформаторе),
- средње енергетске трансформаторе (снаге до 100 MVA за трофазне и 33.3 MVA за монофазне трансформаторе),
- велике енергетске трансформаторе (снаге преко 100 MVA за трофазне и 33.3 MVA за монофазне трансформаторе).

Према улози у мрежи, трансформатори се деле на [8]:

- блок-трансформаторе (или генераторске трансформаторе) – трансформатори који се директно повезују на излаз из генератора и подижу релативно низак напон (најчешће између 10 kV и 20 kV, док код мањих генератора, као што су они на малим хидро електранама, може бити и 0,4 kV) на којем ради генератор на високе напоне преносне мреже,
- трансформаторе за сопствену потрошњу - обезбеђују напајање опреме у електранама; обично средњенапонски,
- аутотрансформаторе – трансформатори код којих не постоји галванско одвајање примарне и секундарне стране, већ се преносни однос различит од јединице постиже преко извода који, практично један, намотај дели на заједнички (*common*) и редни (*series*) део; практични су за употребу где су примарни и секундарни напон истог реда величине (на пример спајају две преносне мреже 400 kV и 220 kV, због чега се називају и *интерконективни*),
- трансформаторе у пријемним станицама – трансформатори спуштачи напона, преко којих се енергија предаје из преносне дистрибутивној мрежи или потрошачима на средњем напону и
- дистрибутивне трансформаторе – трансформатори који предају енергију нисконапонској мрежи.

У неким применама неопходно је да се омогући регулација напона на излазу трансформатора променом преносног односа трансформатора. Ово се постиже употребом *регулатора напона (tap changer)* – механичке направе помоћу које се, системом тзв. *извода*, поједине секције намотаја могу редно повезати на тзв. *главни део намотаја*. На тај начин се ефективно мења број навојака намотаја. Трансформатори који имају регулатор напона називају се *регулациони трансформатори*.

Постоје и разни трансформатори специјалне намене, као што су *трансформатори са попречном регулацијом* (или *трансформатори померачи фазе – phase shifting transformer*) и трансформатори за електролучне пећи (*furnace transformers*).

Осим свега наведеног, бројни аутори приликом класификовања енергетских трансформатора често наводе и енергетске пригушнице (редне и оточне). Иако формално уопште нису трансформатори, са ЕУТ деле изразиту сличност у конструкцији магнетског кола и намотаја. Из термичког аспекта (на који је ова дисертација фокусирана) разлика практично не постоји.

2.4 Конструкција енергетских уљних трансформатора

У претходном поглављу наведене су бројне врсте трансформатора. За тако широк опсег величина, типова и намена, природно је да поједини елементи конструкције буду специфични. Ипак, принципи конструкције неких елемената су универзални за већину трансформатора. У овом поглављу биће приказани основни елементи конструкције, основни типови активних делова трансформатора – намотаја и магнетског кола, расхладних система, а укратко и остали делови. Елементи који су од интереса за разумевање наредних поглавља биће пажљивије и детаљније објашњени.

2.4.1 Магнетско коло

Магнетско коло је начињено од магнетопроводног феромагнетског материјала са високом релативном магнетском пермеабилношћу (μ_r). Висока пермеабилност је неопходна да би се смањило *магнетски отпор* (или *магнетска релуктанса*). Њена вредност је једнака:

$$\mathcal{R} = \frac{l}{\mu A}, \quad (2.9)$$

где су: l – дужина магнетског кола, A – површина попречног пресека магнетског кола, а $\mu = \mu_0\mu_r$ магнетска пермеабилност (константа $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{H/m}$ јесте магнетска пермеабилност вакуума).

Данас се у индустрији трансформатора користе посебне силицијумске легуре челика, јер су се њихове карактеристике показале као веома повољне. Осим тога, различитим техникама обраде материјала (хладним ваљањем, зрнастом оријентацијом и/или ласерском обрадом) могуће је додатно побољшати његове карактеристике. Материјал од којег се праве магнетска кола се производи у облику танког трафо-лима. Наиме, услед постојања наизменичног електромагнетског поља, у свим електропроводним материјалима долази до индуковања вихорних струја (*eddy currents*). Тако се и у магнетском колу које је направљено од феромагнетских материјала индукују вихорне струје услед којих долази до генерисања локалних губитака енергије (о овоме ће више речи бити у поглављу 2.6). Ови губици се могу смањити такозваном *ламинацијом*. Ламинација подразумева да се језгро не прави од масивног комада гвожђа (тј. његових легура), већ од међусобно изолованих (папиром или оксидационим слојем, а у новије време се појављују и другачија решења), густо спакованих, танких плоча. Трафо-лим је, стандардно, дебљине 0,23 mm до 0,35 mm [8], али се производе и тањи и дебљи лимови. Слагањем међусобно електрично изолованих трафо-лимова један на други, добија се *пакет лимова (stack или step)* произвољне дебљине.

Као што је већ наведено у поглављу 2.3, постоје два основна типа магнетског кола – „језгро“ и „оклоп“. На Сл. 2.5 приказани су трансформатори са ова два типа језгра. Тип „језгро“ је чешће у употреби код енергетских трансформатора, због чега се и у домаћој и у иностраној литератури термин *језгро* неретко користи и као синоним за магнетско коло.

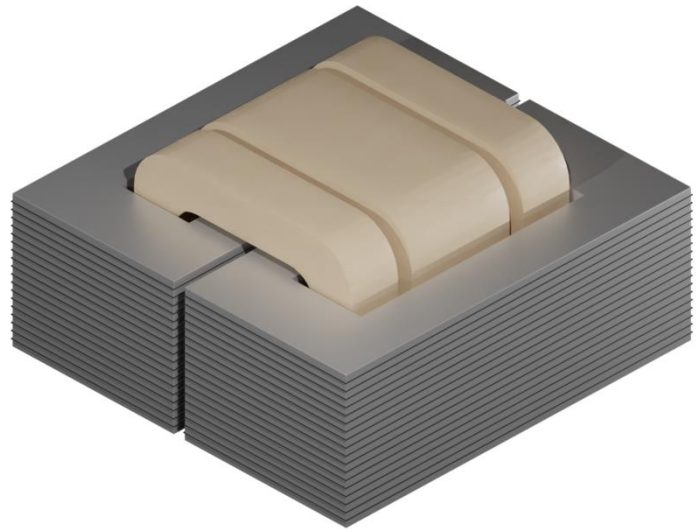
Део магнетског кола који је окружен намотајима назива се *стуб (leg)*, а део који спаја стубове назива се *јарам (yoke)*. Енергетски трансформатори су најчешће трофазни или монофазни (употреба три монофазна трансформатора уместо једног трофазног има својих предности, али су они нешто скупљи због већег утрошка материјала за исту номиналну снагу). Магнетска кола типа „језгро“ код трофазних трансформатора праве се као тростубни (попречни пресек дат на Сл. 2.6 а)) и петостубни (Сл. 2.6 б)), а код монофазних као тростубни (Сл. 2.6 в)). Бочни делови код петостубног језгра трофазних трансформатора и тростубног језгра монофазног трансформатора такође се називају стубови, иако нису директно обухваћени намотајима. Ови стубови се зову стубови за повратни пут магнетског флукса или само *повратни стубови (return limbs)*.

Магнетско коло типа језгро код већих трансформатора приближно је кружног попречног пресека. Тачније, због коначног броја пакета лимова од којих је начињено, облик језгра се назива „вишеструки крстасти пресек“ [20]. При томе, тежи се да попуњеност круга описаног око попречног језгра буде што већа. Код трансформатора са повратним стубовима попречни, пресек повратних стубова обично је елипсастог попречног пресека, а по правилу упола мање површине од површине попречног пресека главних стубова (главна оса елипсе једнака је по дужини са пречником круга главног стуба), као што је илустровано на Сл. 2.7.

Услед генерисања губитака у магнетском колу (у поглављу 2.6 биће објашњени механизми стварања губитака у магнетском колу) долази до пораста температуре језгра. Настала топлота се струјањем расхладног флуида односи са површи магнетског кола. Код већих трансформатора, између пакета лимова постављају се одстојници и тако стварају канали кроз које уље може да струји, чиме се повећава расхладна површина језгра према уљу. На тај начин постижу се ниже температуре језгра.

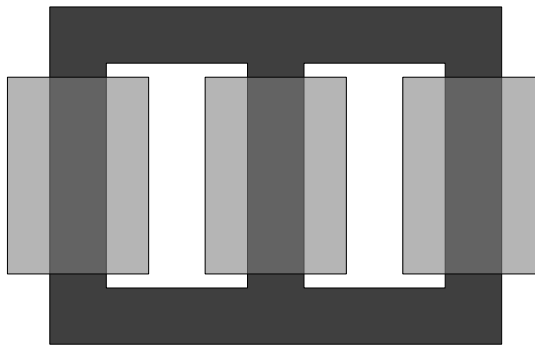


a)

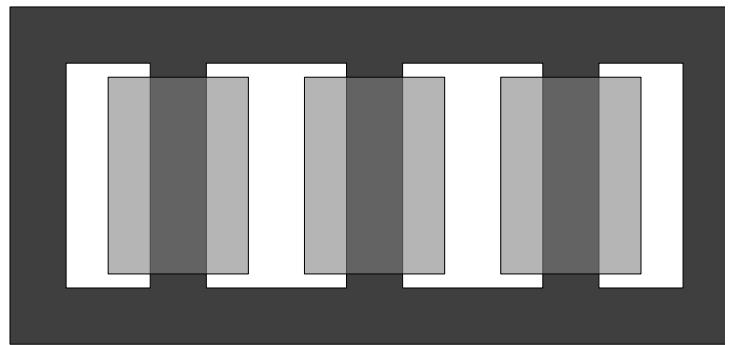


б)

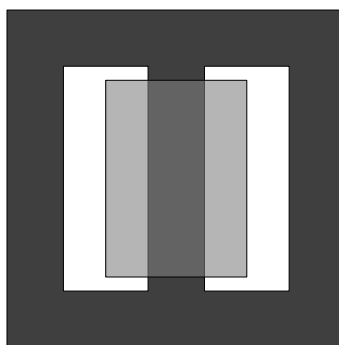
Сл. 2.5 – Илустрација трансформатора са магнетским колом типа „језгро“ (слика лево) и типа „оклоп“ (слика десно)



a)

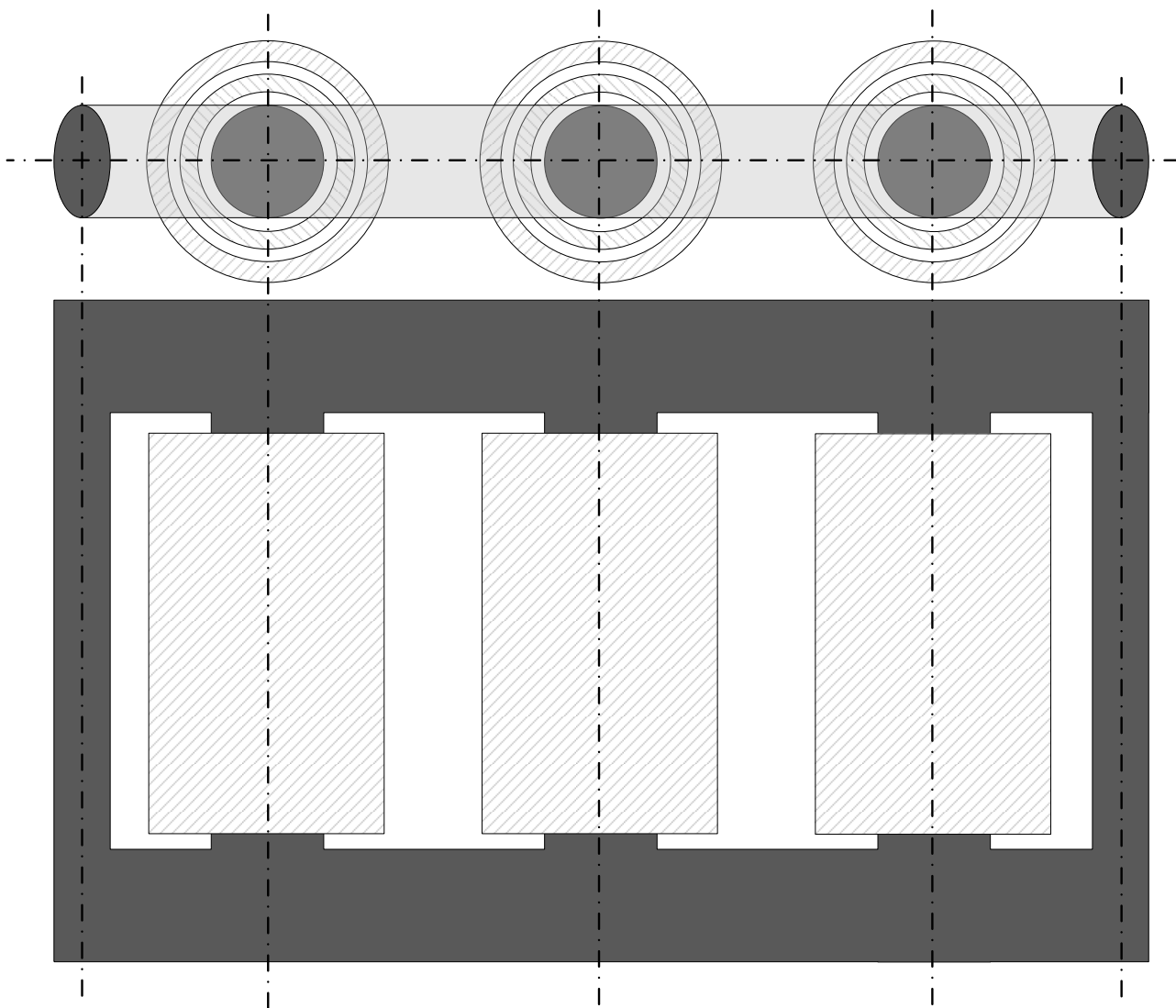


б)



в)

Сл. 2.6 – Различити типови трансформаторског језгра (а) тростубни трофазни, б) петостубни трофазни и в) тростубни монофазни)



Сл. 2.7 – Петостубно језгро са неунифорним попречним пресеком стубова

2.4.2 Намотаји

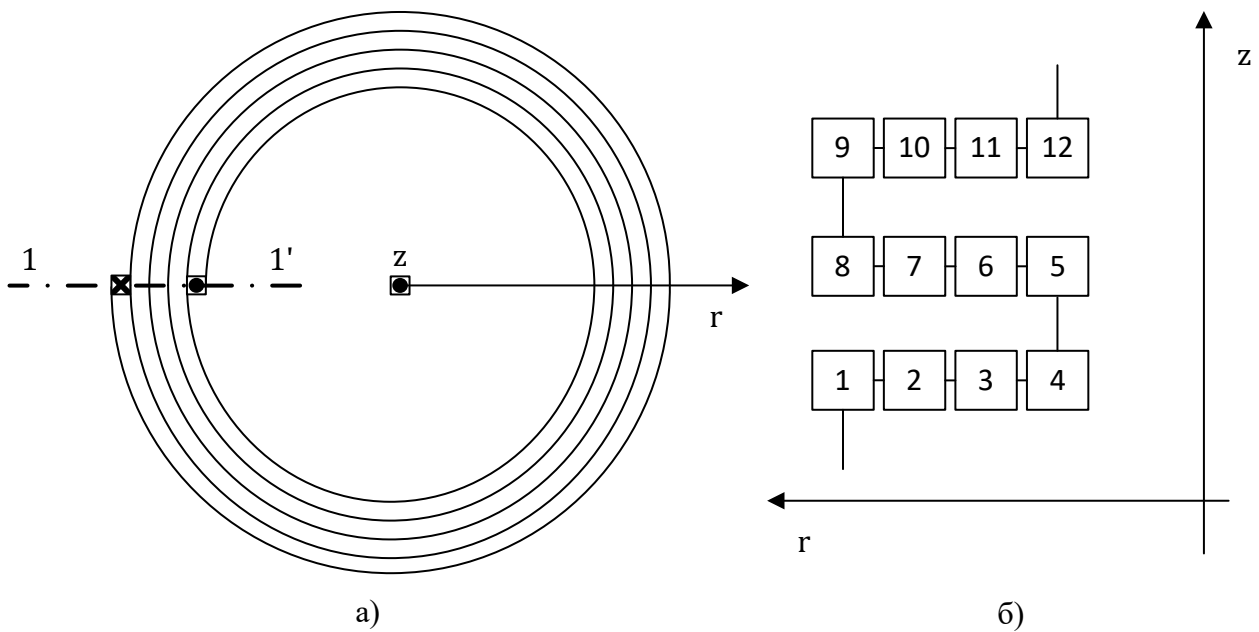
Намотаји ЕУТ су најчешће цевастог, цилиндричног облика и слажу се концентрично у односу на стуб магнетског кола. Попречни пресек ових цилиндара је кружног облика⁶. Код трансформатора са магнетским колом типа „оклоп“, намотаји се не постављају концентрично, већ је обично високонапонски намотај смештен између два сегмента нисконапонског намотаја [15]. Дискови ових намотаја су облика криволинијских правоугаоника (жаргонски се називају и *палачинке* или *галете*).

Намотаји трансформатора типа „језгро“ формирају се на два начина – као *слојни* или *спирални* (*layer winding*) намотаји (Сл. 2.8) и као *диск*, *колутни* или *рушени* (*disc winding*) намотаји (шема формирања дискова приказана је на Сл. 2.9). Основна разлика је у томе што се код слојних намотаја аксијална позиција проводника константно мења дуж проводника (проводник се у спирали континуално „диже“ или „спушта“), док је код диск-намотаја цео диск на истој висини по угаоној координати, а проводник се, након што формира диск, савија навише или наниже (зависно од смера мотања) према следећем диску (другим речима „руши се“, стога и име рушени намотај), као што је илустровано на Сл. 2.9.

⁶ јако ретко елипсастиг у случају мањих јединица и/или специјалне конструкције

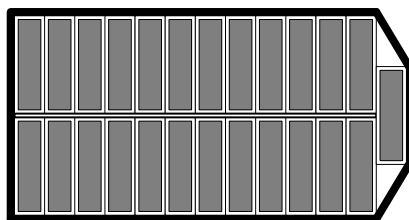


Сл. 2.8 – Спирални намотај



Сл. 2.9 – Начин мотања диск намотаја – поглед одозго (а) и шематски приказ начина преласка проводника из једног диска у други (попречни пресек 1-1') (б)

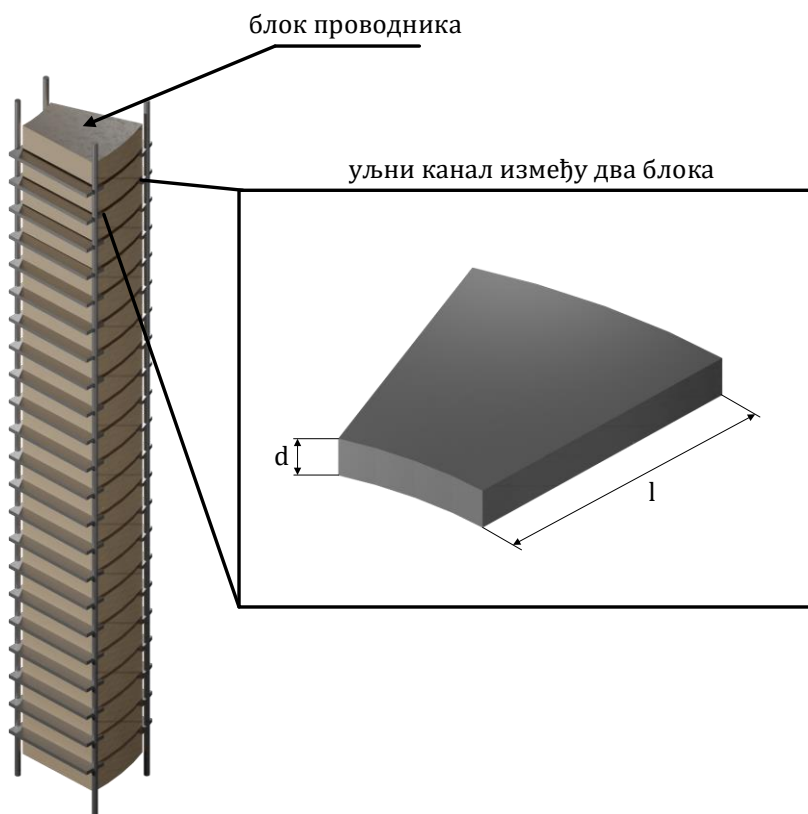
Проводници трансформаторских намотаја најчешће се праве од бакра, а знатно ређе и од алуминијума. Проводници већих трансформатора су обично правоугаоног попречног пресека. Мањи дистрибутивни трансформатори некада имају проводнике кружног попречног пресека. У циљу смањења додатних губитака у проводницима (о чему ће бити речи у поглављу 2.6), један навојак (кабл од којег је начињен) може се састојати и од неколико међусобно електрично изолованих, паралелно везаних проводника. У пракси се за намотаје кроз које протичу високе струје (обично су то нисконапонски намотаји, али не искључиво они) користе такозвани СТС (*Continuously Transposed Cable*), који се састоје од више међусобно електрично изолованих правоугаоних проводника (попречни пресек СТС кабла дат је на Сл. 2.10). Име СТС потиче од посебне технике којом се проводници унутар кабла плету на такав начин да укупна дужина сваког појединачног проводника и његова позиција у односу на друге проводнике, буду приближно исте. Тиме се постиже да напони на крајевима појединачних проводника буду приближно исти, чиме се минимизирају циркулационе струје. У неким случајевима (при великим преносним односима, нпр. у дистрибутивним трансформаторима или трансформаторима у ветроагрегатима), уместо проводника у облику жице, погодна је употреба бакарних или алуминијумских фолија.



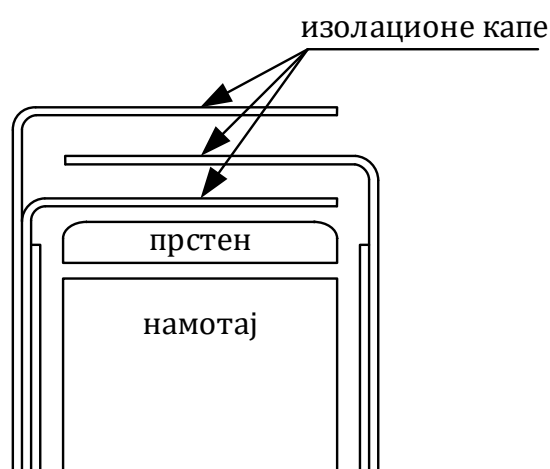
Сл. 2.10 – Попречни пресек СТС кабла

Проводници су од осталих електропроводних материјала (и од осталих проводника) изоловани изолаторском течношћу (уљем) и чврстом изолацијом. Системом аксијалних и радијалних одстојника (од неког чврстог материјала, најчешће од *пресборда*⁷, специјалног целулозног материјала налик шпер-плочи и лесониту, који се још назива и *трансформаторска плоча – transformerboard*) формирају се канали испуњени изолационим флуидом (уљем). На Сл. 2.11 представљен је начин формирања аксијалних и радијалних уљних канала помоћу одстојника. Чврста изолација проводника код већих енергетских трансформатора обично је комбинација папирне изолације и изолационих премаза *епокси смола* и трафо лака. Поред тога, користе се и пластичне (PVC) масе (код великих трансформатора се, за нисконапонске намотаје, користе такозване *мрежице* од PVC материјала – *netting*, који нема изолациону функцију, већ има функцију да механички држи на окупу вишежилне СТС каблове). Између суседних намотаја једне фазе, суседних намотаја две фазе (међуфазно), као и између намотаја и језгра, суда и осталих металних делова трансформатора – постављају се изолационе плоче од трансформаторске плоче. Код традиционалних решења са цилиндричним намотајима, ове баријере су цилиндри који се постављају концентрично са намотајима. Око намотаја који раде под високим напонима поставља се више цилиндара између којих се налазе уљни канали. На тај начин се повећава напон који овакав систем може да издржи, а да том приликом не дође до диелектричног пробоја према осталим металним деловима, тј. до хаварије трансформатора. Изнад и испод намотаја под високим напонима, ка магнетском колу, поклопцу и дну суда, постављају се изолационе *капе* који се израђују такође од трансформаторске плоче, као и *прстен за изједначавање потенцијала*, који, заједно са околним уљем, формирају систем канала и баријера (Сл. 2.12). Такав систем спречава да поље на било ком месту пређе вредност при којем би дошло до пробоја. Услед продужења путање струјања уља и промене правца струјница, које изазива присуство изолационих капа и прстена за изједначење потенцијала, долази до стварања додатног хидрауличког отпора кретању уља.

⁷ од енглеске речи *pressboard*



Сл. 2.11 – Начин формирања уљних канала

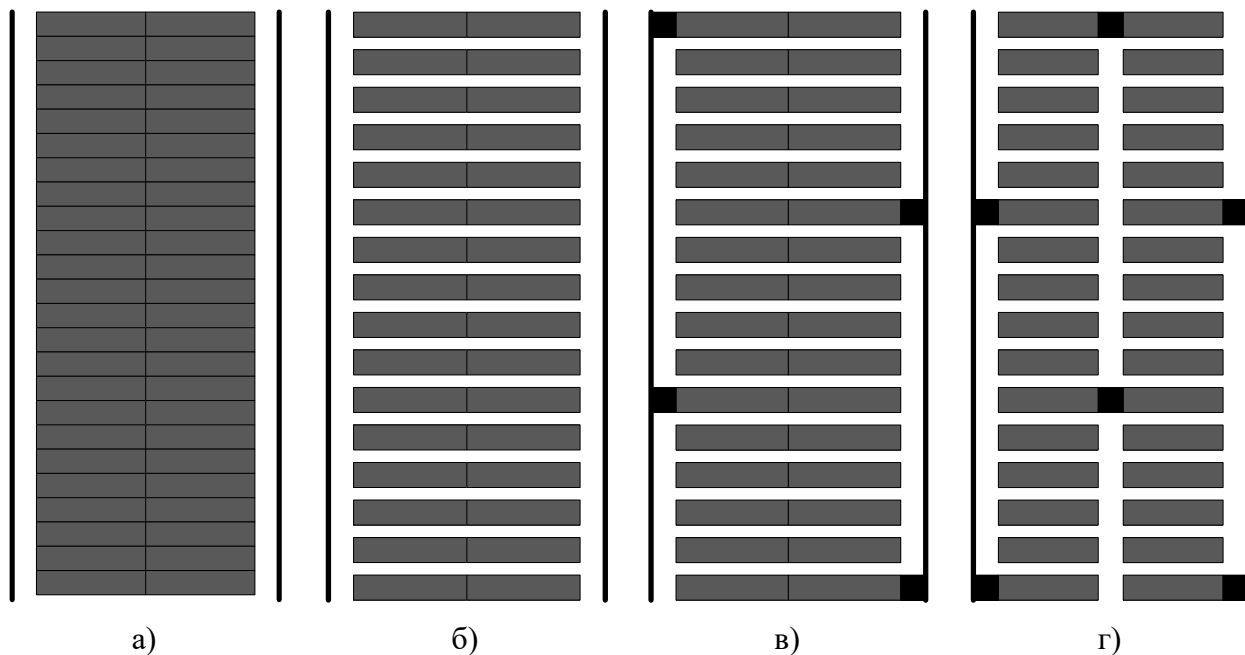


Сл. 2.12 – Пример изолационих капа изнад намотаја – попречни пресек по угаоној координати

Како би се обезбедило ефикасно хлађење намотаја потребно је омогућити струјање уља око проводника. У смислу концепта хлађења намотаја, постоје различите конструкције намотаја које се користе. Ова подела се, у принципу, односи и на слојне и на диск-намотаје:

- намотаји који имају само аксијалне уљне канале,
- намотаји који имају и аксијалне и радијалне канале,
- цик-цак намотаји (*zig-zag*) и
- дупли цик-цак (*double zig-zag*) намотаји.

Скице попречних пресека ових намотаја дуж фиксне угаоне координате (за цилиндричну геометрију) дате су на Сл. 2.13

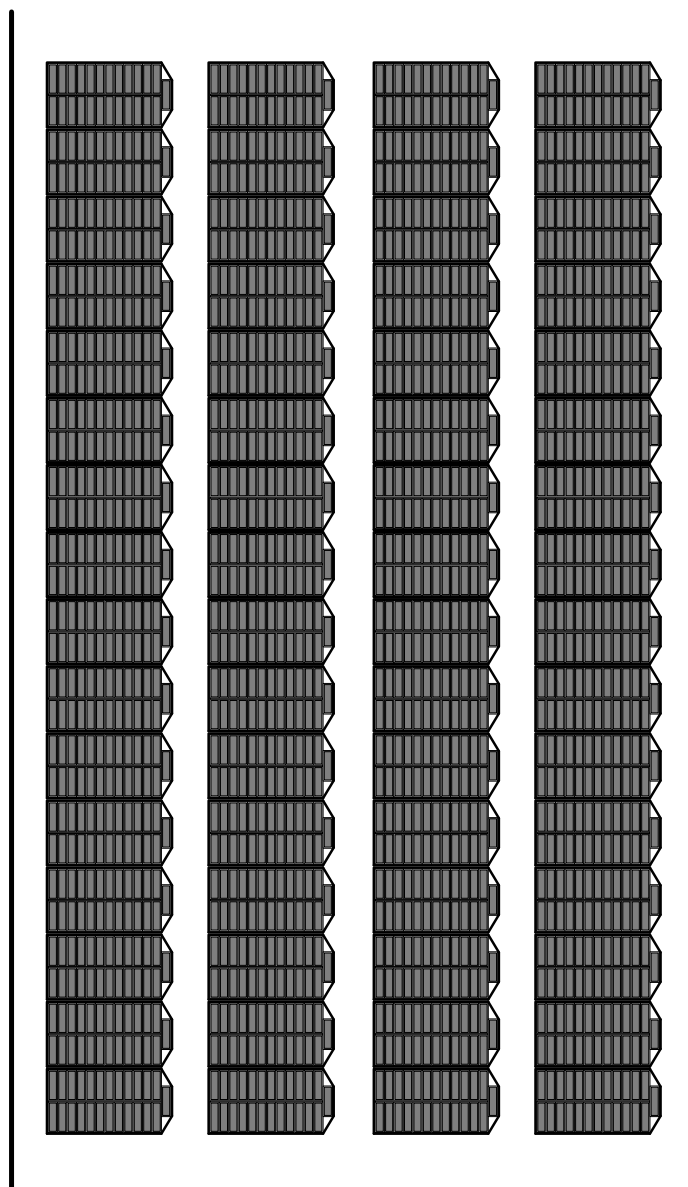


Сл. 2.13 – Различити типови намотаја по начину формирања уљних канала за хлађење – намотаји са аксијалним каналима (а), намотаји са аксијалним и радијалним каналима (б), цик-цак намотаји (в), дупли цик-цак намотаји (г)

Основни проблем првог типа намотаја је што се пренос топлоте струјањем ка уљу одвија само преко аксијалних површина. Ови намотаји се често праве код трансформатора мањих снага, где су ширине намотаја релативно мале. Такође, код већих трансформатора се често срећу терцијери (у случају кад се они не терете) и регулациони намотаји овог типа. Постоје и решења када се користи овај тип намотаја и при вишим снагама – у том случају, постоје аксијални канали између суседних проводника у радијалном правцу (Сл. 2.14). Генерално, код оптерећених намотаја за напонске нивое који захтевају присуство чврсте изолације, правило је да конструкционим решењем треба обезбедити да бар једна страна сваког проводника буде у додиру са уљем.

Други тип намотаја карактерише употреба радијалних канала. Осим што представљају додатну електричну изолацију сваког проводника ка суседним проводницима (испод и изнад), њиховом употребом ствара се већа расхладна површина – проводник је у контакту са расхладним уљем и на радијалним површинама. Међутим, код намотаја веће ширине (радијална димензија), може доћи до јако малог (чак практично непостојећег) протока уља кроз радијалне канале, услед чега је КПТС изузетно мали, односно хлађење на радијалним површинама неефикасно. Из тог разлога, овај тип намотаја се у пракси користи само када је ширина намотаја релативно мала. У случају када је то неопходно, слично претходном намотају, постоји могућност увођења додатних аксијалних канала у средини намотаја, између проводника. Овај проблем је познат у индустрији трансформатора, међутим, математичком моделовању овог типа намотаја посвећено је веома мало пажње. У оквиру ове дисертације (у поглављу 7.2) биће детаљно описан пренос топлоте код овог типа намотаја и биће представљене нове једначине за рачунање КПТС.

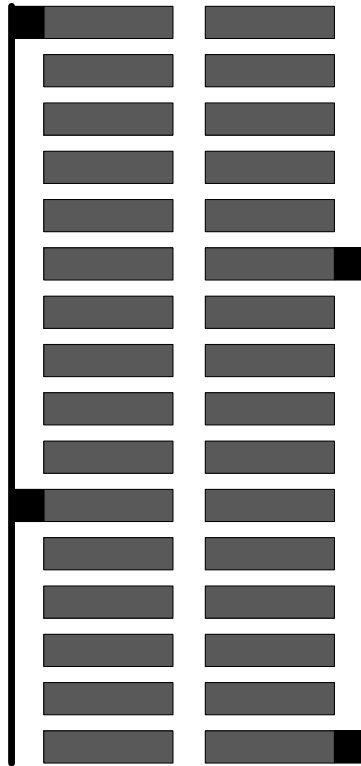
Код трећег типа намотаја, постављањем баријера (најчешће од чврстог целулозног материјала, нпр. трансформаторске плоче, или неког синтетичког материјала, нпр. *Nomex*[®] [24]), којима се наизменично заплитају унутрашњи и спољашњи аксијални канали (стога и име цик-цак) постиже се усмерено кретање уља у радијалном правцу. На овај начин повећава се ефикасност хлађења на радијалним површинама намотаја у односу на претходни тип намотаја. Директно поређење другог и трећег типа намотаја биће извршено на реалном примеру и приказано у поглављу 8.



Сл. 2.14 – Намотај са више аксијалних канала, без радијалних канала

Четврти тип намотаја односи се само на диск-намотаје. У принципу (в. Сл. 2.13 д)), „састоји“ се из два цик-цак намотаја који деле један аксијални канал, стога је и добио име двоструки цик-цак.

Осим ова стандардна четири типа намотаја, могу се срести и другачија решења. Ради илустрације, у поглављу 9 ће се приказати трансформатор са нисконапонским намотајем који личи на трећи тип намотаја, међутим битно се разликује од њега. Овај „*полуотворени*“ цик-цак намотај представља својеврсни хибрид другог и трећег типа (Сл. 2.15). Иако полуотворени цик-цак намотај нема усмерен проток уља у строгом смислу те речи, баријерама се уноси поремећај у току уља и на тај начин се избегава појава статичног уља у каналу (*stale oil*), која може довести до изузетно високих локалних температура. Расподела протока у овом случају није сасвим „контролабилна“, и постоји опасност да доминантни део уља протиче кроз средишњи канал. За конструкцију приказану на Сл. 2.15 нема индикација да има неких предности у односу на цик-цак или двоструки цик-цак намотај.



Сл. 2.15 – Полуотворени цик-цак намотај

2.4.3 Спољашњи расхладни систем

Мањи трансформатори немају потребу за специјалним расхладним системом, већ њихово кућиште (суд) има довољну расхладну површину. Како би се повећала расхладна површина суда према амбијенту, странице суда могу бити и оребрене (Сл. 2.16, преузета са веб-странице произвођача [25]).



Сл. 2.16 – Суд са оребреним страницама (фотографија преузета са веб-странице произвођача FEROKOTAO Ltd.)

Код већих енергетских трансформатора потребна је већа расхладна снага која се обезбеђује употребом радијатора (Сл. 2.17, преузета са веб-странице произвођача [26]) и/или компактних РТ различитих типова (Сл. 2.18, преузете са веб-странице произвођача [27]).

Топло уље на врху трансформаторског суда цевима се доводи до РТ, а хладно уље се, од излаза из РТ, цевима доводи до дна суда. РТ се постављају или директно на суд трансформатора или се, помоћу система цеви постављају на удаљености од неколико метара до неколико десетина метара. Ова друга опција се у литератури на енглеском назива *bank*.

Радијатори се праве као панелни (плочасти, *stamped plate*) или као цевасти (*tubular*). Између две носеће цеви (које се називају долазна и одлазна цев, или *врућа* и *хладна* цев, сходно чињеници да је температура уља на врху трансформатора виша од температуре уља на дну), усправно се поставља произвољан број (у пракси је овај број обично између 10 и 35) радијаторских елемената (плоча или редова цеви). Ови радијатори се обично налазе у блоковима од неколико комада. Ради повећања ефикасности хлађења, у неким случајевима се на радијаторске блокове постављају вентилатори. Њихова улога је да повећају ефикасност хлађења тако што ће принудним струјањем ваздуха повећати КПТС са површи радијатора ка ваздуху. Вентилатори се обично постављају испод радијатора (тако да удувавају ваздух навише) или бочно (тако да удувавају хоризонтално ваздух са стране).



Сл. 2.17 – Један трансформаторски радијатор (фотографија преузета са веб-странице произвођача TTP Technologies Pvt. Ltd.)



a)



б)

Сл. 2.18 – Различити типови компактних размењивача топлоте (а) компактни хладњак са ваздушним хлађењем, б) компактни хладњак са воденим хлађењем, фотографије преузета са веб-странице произвођача Kelvion Holding GmbH)

Компактни РТ као расхладни флуид користе ваздух или воду. Њихова густина расхладне снаге (снага по јединици запремине) знатно је већа од густине расхладне снаге радијатора. Велики трансформатори, поготово они који се користе на местима где постоји просторно ограничење (на пример, блок-трансформатори у електранама), често користе компактне РТ. Кроз систем цеви, спољашњи расхладни флуид (вода или ваздух) и унутрашњи расхладни флуид (уље) струје релативно великом брзином. По правилу се ради о принудном струјању. Тежи се да расхладна површина компактних РТ буде велика, а хидрауличким дизајном, одабиром одговарајућих материјала и дизајном појединих детаља конструкције, постиже се максимални укупни коефицијент преласка топлоте (КПТ).

Компактни РТ, због своје специфичне конструкције, стварају велики хидраулички отпор кретању уља. Из тог разлога, користе се у пару са уљним пумпама, које стварају додатни притисак, којим се постиже већа брзина флуида потребна за ефикасно хлађење. Принудно струјање уља понекад се примењује и код трансформатора који се хладе радијаторима.

2.4.4 Суд

Суд трансформатора прави се од челичних плоча. Дебљина плоча зависи од величине трансформатора, а код већих је реда величине неколико десетина милиметара. Суд мора имати одређену структурну чврстину (која је неопходна због транспорта) и мора бити добро заптивен (заптивеност се проверава у тестовима при вакууму и високом притиску), како не би дошло до цурења уља. Код већих трофазних енергетских трансформатора, обично је облика квадрата чије су краће странице заобљене (како би се уштедело на укупној маси трансформатора). Облик може бити и неправилнији у случају постојања регулатора напона, али и код трансформатора специјалне намене где постоји велика потреба за оптимизацијом простора.

Обично се активни део ставља у отворени суд, затим се на врх поставља поклопац. Ређе, активни део се поставља на дно, преко којег се затим поставља остатак суда (звонасти суд – *bell tank* [8]).

Суд може бити потпуно херметички затворен или се може омогућити његово „дисање“ [8]. Херметички затворени судови се изводе на два начина. Код мањих трансформатора се користе ребра за хлађење, која су израђена тако да се шире у случају ширења запремине уља при вишим температурама уља. Код већих трансформатора се среће примена „азотних јастука“ у простору између уља и суда, чија се запремина смањује у случајевима ширења уља при вишим температурама. Трансформатори који нису потпуно херметички затворени изнад поклопца имају конзерватор (суд који је испуњен трансформаторским уљем) у који може да улази ваздух. Како би се спречио улазак атмосферске влаге, ваздух мора проћи кроз филтер који садржи силика-гел.

Како се ради о масивним металним плочама, услед расутог магнетског поља долази до индуковања струја које генеришу губитке у зидовима суда. Један од начина за смањење губитака у суду је постављање такозваних магнетских екрана на зидове суда. Начињени су од ламинираних материјала који има ниске губитке и улога им је да обезбеде повратни пут расутом флукусу (са ниском релуктансом).

Такође, у циљу смањења буке, суд може бити обложен материјалом који има добре звучно изолационе карактеристике, али представља додатни отпор хлађењу и смањује снагу хлађења са површи суда.

2.5 Расхладни/ изолациони флуиди (трансформаторска уља) и целулозна изолација

Унутрашњост ЕУТ испуњена је трансформаторским уљима. Њихова улога је двострука – служе и као изолатор и као расхладни флуид.

Трансформатори пројектовани за висок напон по правилу су уљни, јер је диелектрична чврстоћа трансформаторских уља већа од диелектричне чврстоће ваздуха [9]. Диелектрична чврстоћа трансформаторских уља и ваздуха (око 3 kV/mm за ваздух) зависи од различитих параметара (чистоће, садржаја влаге, температуре итд.), али за неке уобичајене радне услове однос диелектричних чврстоћа је реда величине 10 (и више), у корист уља [18, 28, 29].

Последњих деценија, све је већа употреба природних и синтетичких естара. Предности које естарски флуиди имају над минералним и синтетичким силиконским уљима су значајно више тачке паљења, биоразградивост, боље „подносе“ влагу (у смислу да се карактеристика диелектричног пробоја мења мање стрмо са повећањем влаге у односу на минерална уља) и нису канцерогени. Основне мане природних естара су релативно лоша оксидациона стабилност, релативно висока температура згрушавања (тзв. *pour point*, при којој течност губи карактеристике флуида). Ове негативне карактеристике се превазилазе додавањем одређених адитива.

Радне температуре крећу се у широком опсегу: од -40°C (па и -60°C) до преко 130°C за минерална уља, а за естарске расхладне флуиде дозвољена доња температурна граница је знатно виша (до -20°C), као и горња (преко 200°C).

У хидрауличком смислу, подразумева се да се ради о нестишљивом флуиду. Имајући у виду карактеристичан опсег брзина (постоји генерално правило да брзине уља не смеју прећи $0,5\text{ m/s}$ како би се избегло стварање статичког електрицитета, а у пракси, чак и за ОД намотаје, очекиване брзине ретко су више од $0,3\text{--}0,4\text{ m/s}$), кинематску вискозност уља (која приближно експоненцијално опада са порастом температуре и за веома високе температуре уља од 100°C достиже вредности око $2\text{--}3\text{ mm}^2/\text{s}$ за комерцијална минерална уља, а за естре неколико пута више, око $5\text{--}6\text{ mm}^2/\text{s}$) и димензије уљних канала у намотајима (ширина аксијалних канала у пракси ретко прелази $8\text{--}10\text{ mm}$) – Рејнолдсов број у екстремним случајевима (конкретно у ОД намотајима, на местима са веома високим брзинама уља, при високим температурама уља и у каналима са великим хидрауличким пречником) може прећи границу од 2800, што значи појаву турбулентног струјања уља [30]. Међутим, у намотајима Рејнолдсов број се обично креће у опсегу од 10-1000 – дакле у области ламинарног струјања.

Карактеристике уља чине их ефикаснијим расхладним медијумом од ваздуха, у смислу да се за уобичајене радне услове⁸ очекује виши КПТС. Основне термичке карактеристике неких комерцијалних уља која су коришћена у студијама описаним у овој дисертацији, као и воде и ваздуха, дате су у прилогу П 1.

Целулозна изолација – папир и трансформаторске плоче – користе се због својих добрих изолационих карактеристика (диелектрична чврстоћа, електрична отпорност и ниски диелектрични губици), мале масе, а у случају трансформаторских плоча и механичке чврстоће. Један од основних проблема целулозних материјала је што приликом излагања води, кисеонику и при повишеним температурама долази до њихове разградње (такозване деполимеризације). Услед разградње целулозни материјали губе своје повољне карактеристике. У термичком смислу, представљају изолациони материјал, тј. стварају додатни отпор преносу топлоте (топлотна проводност изолационог папира је функција температуре и има вредност између $0,15$ и $0,2\text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$).

2.6 Губици у трансформаторима

Губици у трансформаторима обично се категоришу по месту генерисања. Уобичајени термини *губици у бакру* (или *губици у намотајима* – *winding losses*), *губици у звожђу* (или *губици у језгру* – *core losses*) и *губици у суду и конструкционим деловима* (*tank losses* и *constructive part losses*) врло интуитивно сугеришу где су губици генерисани.

⁸ очекиване брзине флуида, температуре, температурне и хидрауличке карактеристике материјала

Осим по месту генерисања, губици се често раздвајају на *губитке у празном ходу* (*no-load losses*) и *губитке услед терећења* (*load losses*). Ови губици се називају и *губици отвореног кола* (*open circuit*) и *губици кратког споја* (*short circuit*), по тестовима у којима се мере. Они представљају изузетно важне параметре и мере се у стандардизованим тестовима [1]. Иако формално није тачно, практично гледано (ако се занемаре изразито мали губици у намотају при струји празног хода и изразито мали губици у језгру при напону кратког споја) – губици празног хода једнаки су губицима у гвожђу, а губици услед терећења једнаки су збиру губитака у намотајима, суду и конструкционим деловима.

Губици у језгру (магнетском колу) су последица две појаве:

- хистерезиса и
- вихорних струја.

Када се феромагнетски материјал нађе у јаком спољашњем магнетском пољу, елементарни диполи унутар феромагнетског материјала теже да се оријентишу у правцу линија спољашњег магнетског поља. У случају појаве наизменичног магнетског поља елементарни диполи мењају оријентацију (закрећу се) на учестаности поља. Једна од основних карактеристика феромагнетског материјала, поред нелинеарности је и неједнозначност карактеристике магнећења, тзв. *хистерезис*. За феромагнетске материјале може се рећи да „памте историју магнећења“ јер њихова карактеристика зависи од јачине поља којима је претходно био подвргнут [21]. На Сл. 2.19 илустрована је хистерезисна петља. За размагнетисан материјал постоји тзв. *првобитна крива магнећења* (0-а). Међутим, након што радна тачка дође на тачку а, смањењем поља она се неће вратити у тачку 0, већ ће се кретати по горњој кривој, ка тачки б. Даљим смањењем поља (тачније повећањем у негативној полупериоди) карактеристика улази у засићење у негативној полупериоди (тачка с), одакле се при расту поља радна тачка почиње кретати по доњој кривој, ка тачки d и даље, назад ка тачки а.

Том приликом, услед трења на микроскопском нивоу, долази до стварања губитака енергије, који се претварају у топлоту. Губици енергије зависе од ефективне вредности магнетске индукције, а за наизменично поље фреквенције f снага губитака једнака је:

$$P_h = k_h f B^n, \quad (2.10)$$

где је k_h коефицијент хистерезисних губитака који је карактеристика материјала, а n тзв. Штајнмицов коефицијент и његова вредност је између 1,6 и 2,0 за топло ваљани лим, а преко 2,0 за хладно ваљани лим [8].

Услед индукованог магнетског поља долази до стварања вихорних струја у металним електропроводним материјалима, па и у лимовима језгра. Услед тих индукованих струја, долази до стварања губитака енергије која је сразмерна квадрату ефективне вредности магнетске индукције. Такође, зависи и од дебљине лима и фреквенције поља, као и од карактеристика материјала. Снага губитака једнака је производу енергије губитака у једном хистерезисном циклусу и фреквенције:

$$P_v = k_v f^2 d^2 B^2, \quad (2.11)$$

где је k_v коефицијент који зависи од карактеристика материјала.

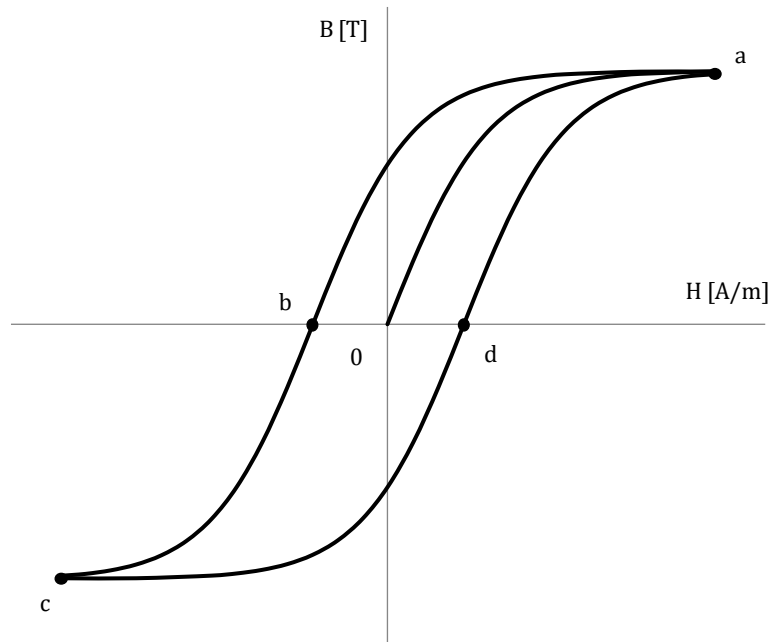
Једна од основних електричних карактеристика сваког материјала је његова електрична отпорност (или електрична проводност: ове две величине су реципрочне). Џулов закон за једносмерну струју дефинише везу између снаге губитака са електричном отпорности проводника и струје која протиче кроз њега:

$$P_{DC} = RI^2. \quad (2.12)$$

Губици у проводницима који су последица протицања једносмерне струје називају се „Џулови губици“. Овај закон је један од фундаменталних закона електротехнике. Такође, Џулов закон

је могуће изразити и преко запреминске густине губитака, која се рачуна као производ специфичне електричне отпорности ρ_e [$\Omega \cdot m$] и квадрата густине електричне струје J [A/m^2]:

$$p_{DC} = \rho_e J^2. \quad (2.13)$$



Сл. 2.19 – Хистерезисна петља

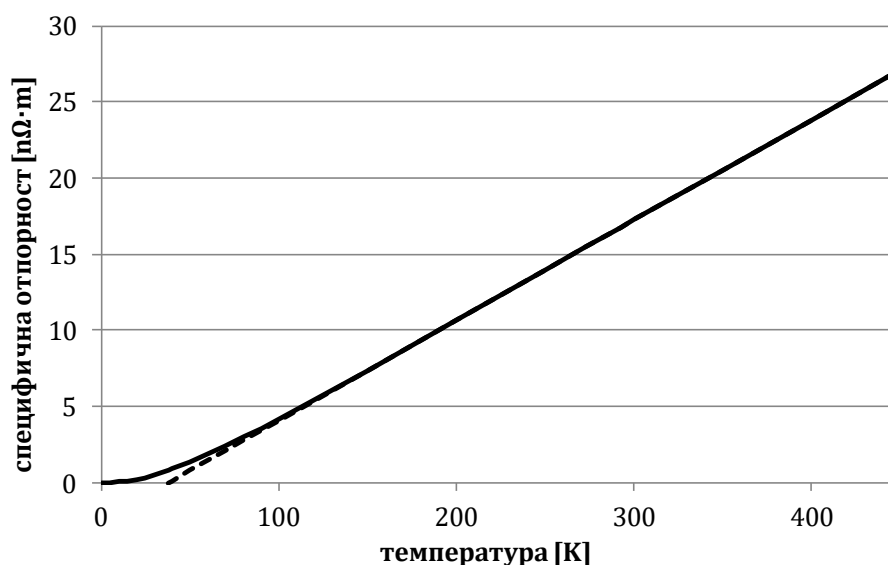
Специфична електрична отпорност метала је функција температуре. На Сл. 2.20 дата је зависност специфичне отпорности бабра од температуре (пуна линија). При изразито ниским температурама, ова карактеристика постаје нелинеарна, и при температурама блиским апсолутној нули (0 К), специфична електрична отпорност бабра (и других метала) тежи нули (тачније асимптотски се приближава изузетно малој вредности која је ипак већа од нуле, због несавршености у кристалној структури материјала). Ако се изузме идеја о коришћењу суперпроводљивости материјала на температурама блиским апсолутној нули, температурна карактеристика специфичне отпорности бабра је практично линеарна. Ово важи за комплетан реални опсег температура, од специјалних случајева, као што је тзв. *хладни старт трансформатора* [31, 32, 33], када температуре проводника могу бити и неколико десетина степени целзијуса испод нуле, до веома високих температура при високим преоптерећењима, или при кратком споју трансформатора, када температуре проводника могу бити и преко 140°C. Линеаризована карактеристика је представљена испрекиданом линијом на Сл. 2.20. При произвољној температури специфична отпорност бабра једнака је [8, 20]:

$$\rho_e = \rho_{e20}(235 + \vartheta)/(235 + 20), \quad (2.14)$$

где је ρ_{e20} референтна специфична отпорност на температури од 20°C, а њена вредност за бакарне каблове износи око 17,2 n $\Omega \cdot m$ (16,8 n $\Omega \cdot m$ за чист бакар), а ϑ је температура у целзијусовим степенима. Вредност 235 је вредност при којој линеаризована карактеристика сече апсцису (-235°C). Иако чистоћа материјала утиче на карактеристику, ове вредности су општеприхваћене у електроиндустрији и важе за бакар стандардне чистоће. За проводнике од алуминијума важи:

$$\rho_{e,Al} = \rho_{e,Al 20}(225 + \vartheta)/(225 + 20), \quad (2.15)$$

где је $\rho_{e,Al 20}$ референтна специфична отпорност алуминијума на температури од 20°C, која износи око 26,5 n $\Omega \cdot m$.



Сл. 2.20 – Зависност специфичне отпорности бакара од температуре

Уколико кроз намотај протиче наизменична струја, губици неће бити једнаки као губици при једносмерној струји исте ефективне вредности. Разлог томе јесте што, услед протицања наизменичне струје кроз намотаје, долази до стварања наизменичног, расутог, електромагнетског поља. Ово поље узрокује индуковање локалних вихорних струја (*eddy currents*) које теже да створе своје локално магнетско поље и тако пониште насталу промену флукса. Густина резултантне струје у проводнику, настала суперпозицијом струје оптерећења (спољашња или глобална струја) и вихорних струја, биће већа од густине спољашње струје и неће бити равномерна по попречном пресеку проводника. Због тога ће, за исту ефективну вредност струје, снага губитака намотаја приликом протицања наизменичне струје бити већа од снаге губитака када кроз намотај протиче једносмерна струја.

Додатни губици који су последица вихорних струја могу се одредити на различите начине. Основни проблем је што сложена геометрија намотаја и магнетског кола онемогућава аналитичко одређивање расподеле поља. Једна од традиционалних метода прорачуна додатних губитака је употреба формуле у којој фигурира тзв. *Филдов сачинилац* (метода је приказана у [20], поглавље 4.3). Ова метода занемарује постојање радијалног поља (које у стварности на врху и дну намотаја ствара значајне губитке), тј. посматра намотај као бесконачно дугачак цилиндар. Филдов сачинилац представља однос укупних и Џулових губитака у намотају. Формула за израчунавање Филдовог сачиниоца заснована је на другом Кирхофовом закону, чињеници да су вихорна струја и струја оптерећења у квадратури, те претпоставци линеарне промене вредности индукције расипања (од неке максималне вредности у простору између примарног и секундарног намотаја, до нуле ван намотаја, ка језгру, суду и суседним фазама). Иако постоје боље аналитичке методе⁹, применом савремених рачунарских алата, могуће је различитим нумеричким методама добити изузетно тачну расподелу поља.

Метода (детаљно објашњена у [8], поглавље 4) представљена у наставку врло је практична у случају када је расподела магнетског поља позната, због чега је погодна за обраду резултата FEM симулација.

Претпоставља се униформна расподела струје оптерећења по попречном пресеку проводника. Губици који су последица струје оптерећења једнаки су Џуловим (DC) губицима

⁹ на пример, метода огледања (*method of images*), Ротова метода (*Roth's method*) и Рабинова метода (*Rabin's method*)

– лако се рачунају (в. једначине (2.12)-(2.15)). Овим губицима, потребно је додати (суперпонирати) додатне (*eddy*) губитке, који су последица локалних вихорних (*eddy*) струја.

Како су вихорне струје последица магнетског поља насталог од струје оптерећења, оне су фазно померене у односу на струју оптерећења за $\pi/2$. Декомпозиција губитака у форми простог збира Џулових и додатних губитака (услед вихорних струја) могућа је, јер су ове струје у квадратури.

Уколико се занемари утицај индукованих вихорних струја на расподелу магнетског поља (може се рећи да је ова апроксимација прихватљива, чак и општеприхваћена приликом пројектовања трансформатора), за бесконачно дугачак правоугаони проводник, ширине $2b$, који се налази спољашњем магнетском пољу јачине H_0 оријентисаном нормално на поменућу страну проводника (ширину), површинска густина губитака која је последица вихорних струја које индукује спољашње магнетско поље биће једнака [8]:

$$P_v'' = \frac{\rho H_0^2 \sinh(2b/\delta) - \sin(2b/\delta)}{\delta \cosh(2b/\delta) + \cos(2b/\delta)}, \quad (2.16)$$

где је:

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu}} \quad (2.17)$$

дубина продирања која зависи од параметара материјала и учестаности поља, која за бакар, при 50 Hz, износи 10,3 mm. За проводнике чија је димензија значајно мања од дубине продирања, једначина (2.16) се развојем у ред и занемаривањем чланова вишег реда своди на [8]:

$$P_v'' = \frac{\rho H_0}{\delta} \frac{8b^3}{6\delta^3}. \quad (2.18)$$

Једноставније записано, за $2b = d$, када се дубина продирања представи изразом (2.17), јачина поља изрази преко магнетске индукције и када се цео израз подели са димензијом d како би се добила запреминска густина губитака, добија се израз:

$$p_v = \frac{\omega^2 B^2 d^2}{24\rho}, \quad (2.19)$$

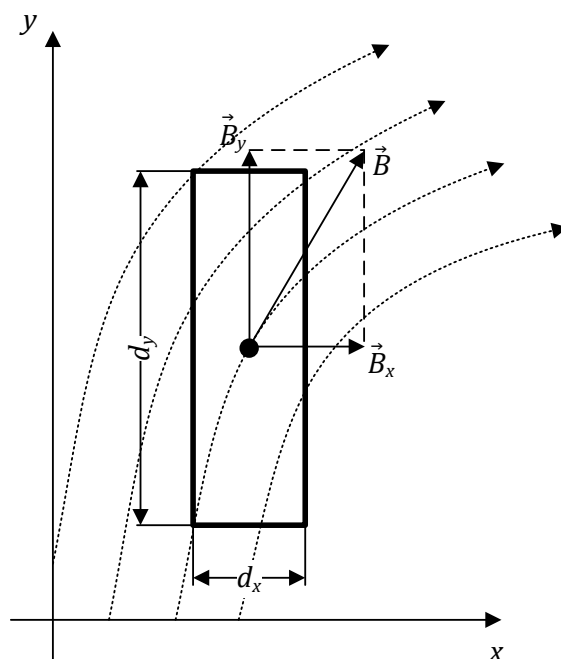
У пракси, геометрија намотаја одликује се високим степеном аксијалне симетрије. Уколико се занемари утицај угаоне компоненте, магнетско поље се може раздвојити на две компоненте аксијалну (по y -оси) и радијалну (по x -оси). С обзиром да се утицај струја индукованих расутих флуksom може занемарити, може се применити следећи поступак. Једначина (2.19) се може применити за сваку од две просторне димензије:

$$p_{v,x} = \frac{\omega^2 B_x^2 d_y^2}{24\rho}, \quad (2.20)$$

$$p_{v,y} = \frac{\omega^2 B_y^2 d_x^2}{24\rho}, \quad (2.21)$$

где су B_x и B_y вредности магнетске индукције у средини проводника, а d_x и d_y димензије проводника (без изолације) управне на одговарајућу компоненту поља (в. Сл. 2.21). Укупни запремински губици, услед просторног помераја од 90° , једнаки су простом збиру две компоненте:

$$p_v = p_{v,x} + p_{v,y}. \quad (2.22)$$



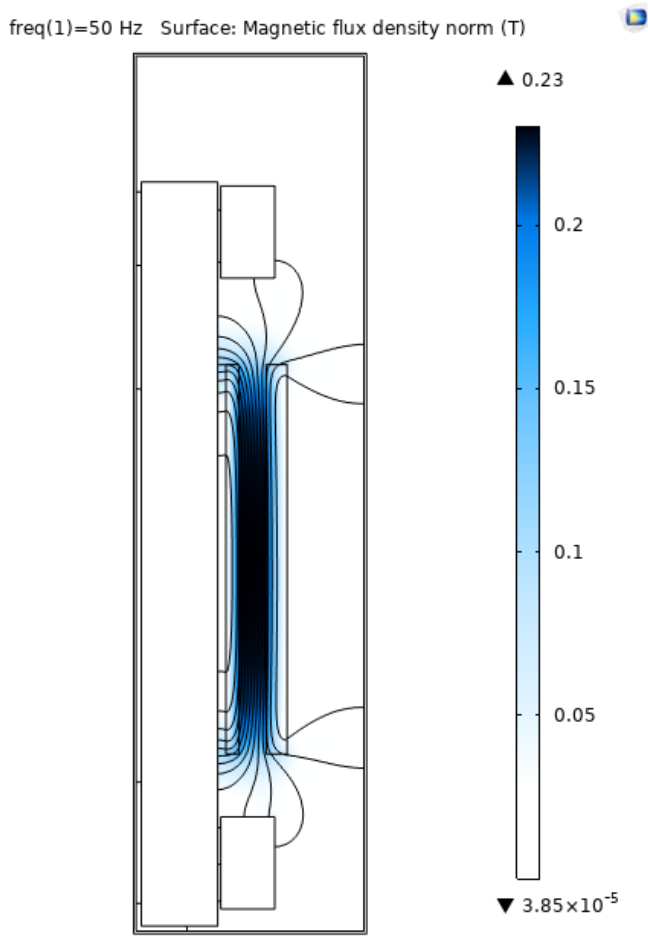
Сл. 2.21 – Проводник у спољашњем магнетском пољу

Рачунарски програми [34, 35] засновани на методи коначних елемената (FEM) (иако је метода настала нешто раније за потребе авио и свемирске индустрије, концепт методе и математичке основе представљене у литератури, објављене су први пут 1956. [36]) представљају најсавременији алат за прорачуне расподеле електромагнетског поља (на Сл. 2.22 дата је расподела расуте магнетске индукције добијена прорачунима у рачунарском програму COMSOL Multiphysics® v6.0 [34]). Вредност аксијалне и радијалне компоненте магнетске индукције у средишњој тачки сваког проводника може се добити као резултат FEM симулација.

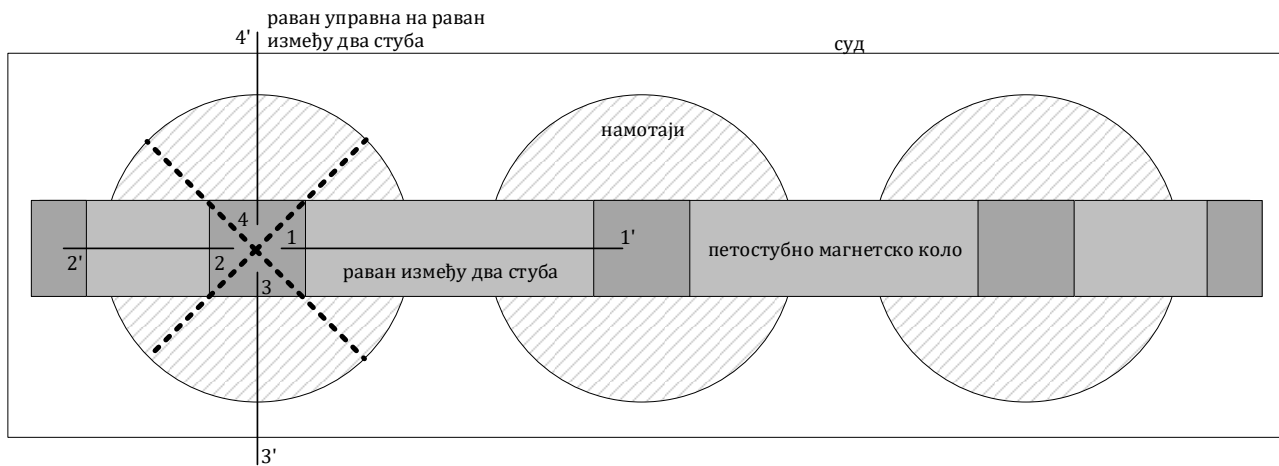
Иако трансформаторске намотаје одликује висок ниво симетрије, међусобни положај намотаја и металних конструкционих делова мења се дуж угаоне координате, што утиче на расподелу поља. Имајући то у виду, тачност прорачуна расподеле магнетског поља се повећава увођењем и треће просторне димензије у модел. Како би се избегли знатно захтевнији 3D FEM прорачуни поља, постоји начин да се ова несиметрија уважи и у 2D моделу. Наиме, у [15] дефинисане су четири карактеристичне равни (приказане на Сл. 2.23) – једна у „главном прозору“ магнетског кола (у којем се налазе проводници две суседне фазе), једна у „прозору ка стубу за повратни флуks“, и две ка зидовима суда (који у општем случају не морају бити на истој удаљености од намотаја). Код трансформатора са тростубним језгром, раван у прозору ка стубу за повратни флуks се може заменити са равни ка бочном зиду суда и/или ка регулатору напона. На овај начин, 2D прорачунима се може приближно узети у обзир и промена поља у трећој димензији. За потребе ДТХМ, који је у основи 2D модел, губици за сваки проводник се усредњавају по запремини проводника, узимајући да је поље у четири сегмента (од 90° , означени испрекиданим линијама на Сл. 2.23) константно и једнако вредностима у одговарајућим карактеристичним равнима. У том случају, за спољашњу фазу, густина губитака једнака је аритметичкој средини губитака у све четири карактеристичне равни, а за средњу, четвртину збира густине губитака у оси 3-3', 4-4' и двоструке вредности у оси 1-1'.

Осим губитака у магнетском колу и намотајима, губици се генеришу и у свим масивним металним конструкционим елементима. У суду трансформатора, металним стегама магнетског кола (*clamps*) и свим осталим деловима од електропроводног материјала, услед постојања расутог магнетског поља долази до индуковања локалних електричних струја, због којих

долази до стварања губитака у конструкционим деловима. Ове губитке је могуће смањити постављањем магнетских екрана. Губици у конструкционим деловима су сразмерни квадрату струјног оптерећења трансформатора. Њих би било могуће одредити применом 3D FEM прорачунима поља, али се у пракси чешће користи њихова приближна провера базирана на искуству за претходно произведене трансформаторе. Вредност ових губитака се може добити из огледа кратког споја при струји блиској номиналној, тако што се од измерене снаге губитака одузме вредност губитака у намотајима (Џулових и додатних губитака услед вихорних струја, израчунатих на начин описан у претходном делу овог поглавља).



Сл. 2.22 – Расподела магнетске индукције у трансформатору. Резултати симулације у програму COMSOL Multiphysics® v6.0



Сл. 2.23 – Карактеристичне равни петостубног намотаја

3 Загревање и хлађење енергетских уљних трансформатора

Дефиниција називне снаге трансформатора није физички прецизно одређена. Понекад се за неки трансформатор каже да је „предимензионисан“, тј. да му је права снага већа од називне. Природно се у таквим ситуацијама поставља питање „шта је тачно називна снага трансформатора?“. На ово питање би неко, у стилу великог физичара Алберта Ајнштајна (који је на питање „Шта је време?“ одговорио – „То је оно што мерите часовником“), рекао да је називна снага број који је уписан на натписној плочици уређаја. Другим речима – називна снага трансформатора је она снага коју произвођач *гарантује*, а купац (након успешног завршетка тестова дефинисаних у уговору) те гаранције прихвати.

Међутим, постоји једна неформална дефиниција која називну снагу одређује као снагу при којој једна од карактеристичних температура (температура горњег уља, температура језгра, средња температура намотаја или *hot-spot* температура, о којима ће бити речи у наставку овог поглавља) достиже задату границу. „Пораст температуре је најважнији, практично и једини фактор који ограничава оптерећење трансформатора, односно одређује његову номиналну снагу“ [20].

У поглављу 2.6 објашњене су физичке појаве које доводе до генерисања губитака у енергетским трансформаторима приликом њиховог рада. Сви поменути губици се претварају у топлоту. Топлота се у класичној физици дефинише као вид енергије који се преноси између два система услед разлике у њиховим температурама. У кинетичкој теорији молекула, топлота представља унутрашњу енергију система, која се манифестује кроз кретање молекула. Температура тела представља меру акумулисане молекуларне енергије, тј. мера је њене средње вредности у посматраној запремини. Температура тела и енергија акумулисана у молекулима (топлотна енергија) тог тела су пропорционалне, тј. температура тела је мера просечне кинетичке енергије молекула посматраног система [37]. Једноставно речено – услед стварања губитака, долази до пораста температуре унутар трансформатора.

Топлоту насталу при раду ЕУТ неопходно је пренети у околину на ефикасан начин, како би температуре унутар уређаја у тачки еквилибријума (у принципу, са порастом температуре уређаја расте и снага преноса топлоте ка околини до границе када је расхладна снага једнака снази губитака – овакво стање енергетског баланса назива се и *стационарно топлотно стање*) биле испод дозвољених вредности.

Употребом уређаја за принудно кретање расхладних флуида (вентилатора за ваздух, уљних пумпи за уље), усмеравањем уља у активне делове, уграђивањем посебних конструкционих елемената (нпр. баријера за усмеравање уља у намотајима) као и оптимизацијом геометрије – значајно се може побољшати ефикасност хлађења, тј. смањити глобалне и локалне температуре уређаја.

Топлота се са тела преноси помоћу три различита механизма:

- провођењем (кондукцијом),
- струјањем (конвекцијом) и
- зрачењем (радијацијом).

Код енергетских уљних трансформатора доминантан облик преноса топлоте су струјање и провођење.

Услед комплексне геометрије уређаја, различитих (термичких) особина различитих материјала у трансформаторима, услед неуниформне расподеле губитака и услед кретања флуида – температура унутар трансформатора је изузетно неуниформна. У фази пројектовања

пожељно је, а неретко и неопходно, познавање детаљне расподеле температура у трансформатору. Ово захтева употребу математичких термичких модела. Класична теорија описана у поглављу 3.2 јасно и једноставно објашњава глобалне термо-хидрауличке феномене у ЕУТ, међутим, не може да опише поменуте ефекте локалног карактера. Стога, детаљну расподелу температура могуће је одредити применом сложенијих модела, базираних на FEM/CFD сложеног (конјугованог) преноса топлоте или ДТХМ о којем ће бити речи у поглављу 4.

3.1 Режији хлађења

Постоје различити режими хлађења трансформатора. Режим хлађења ЕУТ се означава са четири латинична слова. Прво слово означава врсту унутрашњег расхладног флуида:

- О – уље (*oil*),
- К – синтетички или естарски флуид,
- А – ваздух (*air*) и
- G – изолациони гас (*gas*).

Друго слово односи се на начин струјања унутрашњег флуида:

- N – природно (*natural*),
- F – принудно (*forced*) и
- D – дириговано (*directed*).

И принудно и дириговано струјање уља подразумевају употребу пумпи. Разлика између ова два режима је у томе што дириговани режим подразумева и специјалну конструкцију унутар суда трансформатора којом се уље спроводи директно до одређених делова трансформатора. Обично се из *цеви за дистрибуцију уља* уље директно спроводи (*диригује*) у главне намотаје¹⁰, херметички затвореним системом прстенова и цеви. Делови трансформатора који се хладе на овај начин називају се OD елементи¹¹. Делови који нису OD конструкције називају се *non-OD* елементи¹².

Треће слово односи се на спољашњи расхладни флуид:

- А – ваздух (*air*) и
- W – вода (*water*).

Четврто слово односи се на начин струјања спољашњег флуида:

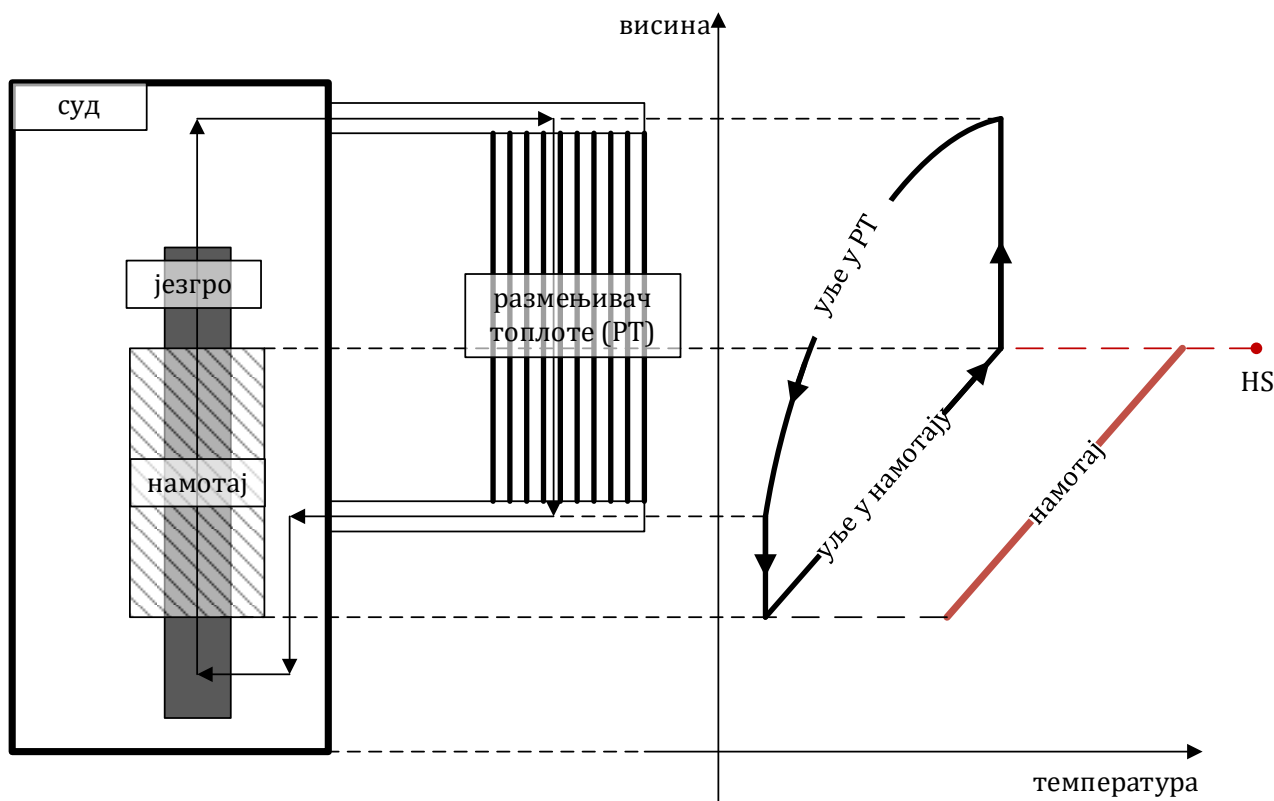
- N – природно (*natural*) и
- F – принудно (*forced*).

На скици са Сл. 3.1 графички је представљена промена температуре уља и намотаја по висини ЕУТ. Иако се ради о веома упрошћеном моделу, његово разумевање је од суштинске важности за разумевање термичких процеса у енергетским уљним трансформаторима. Хладно уље са дна трансформатора се креће навише. Са делова трансформатора у којима постоје губици, топлота се провођењем преноси до површи која је у контакту са уљем, а затим струјањем прелази на уље, што узрокује пораст температуре уља. Специфична густина овако загрејаног (или топлог) уља се смањује, услед чега се оно креће ка врху суда одакле улази у расхладни систем трансформатора. Уље кроз расхладни систем предаје топлоту амбијенту, услед чега долази до снижавања температуре уља и пораста густине. Охлађено (и гушће) уље из расхладног система враћа се на дно суда и цео процес се понавља.

¹⁰ они намотаји у којима се генерише већина губитака, насупротив, на пример, неоптерећеном терцијеру

¹¹ OD намотаји и OD језгро

¹² ређе ON елементи



Сл. 3.1 – Промена температуре уља и намотаја по висини трансформатора

3.2 ИЕС термички модел енергетских уљних трансформатора

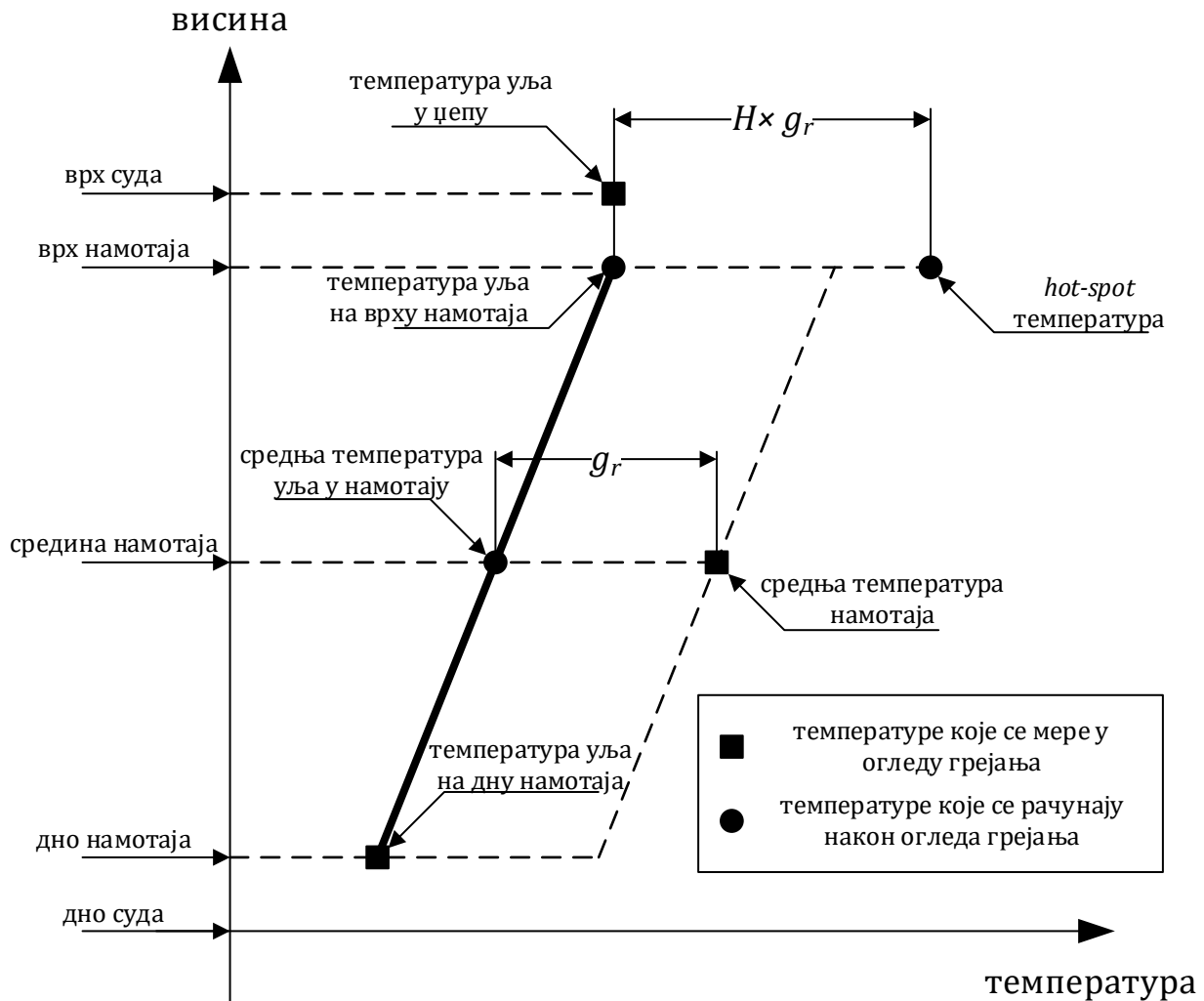
На Сл. 3.2 (детаљније него на десном делу Сл. 3.1), дат је *термички дијаграм* намотаја енергетских уљних трансформатора дефинисан и објашњен у ИЕС стандарду [12]. Овај термички дијаграм представља основу традиционалног ИЕС термичког модела трансформатора.

Модел је релативно једноставан и карактеришу га бројна упрошћења. Пре свега, модел подразумева линеарну промену температуре уља (у намотају и у РТ) и намотаја, као и константну разлику температура намотаја и уља у намотају (*градијент температуре намотај уље* g) по висини намотаја. Градијент g је једнак разлици средње температуре намотаја (ϑ_{wm}) и средње температуре уља у РТ (ϑ_{om}) (која је једнака средњој температури уља у намотају):

$$g = \vartheta_{wm} - \vartheta_{om}. \quad (3.1)$$

Вредност градијента g у номиналном радном режиму означена је на графику са g_r . Модел подразумева да је температурни профил уља по висини исти унутар целог трансформатора, односно, да је исти у свим намотајима и језгру, и да је градијент температуре уља од дна до врха сваког појединачног активног дела једнак градијенту температуре у расхладном систему. Такође, промена температуре намотаја у радијалном правцу није узета у обзир. Модел, међутим, уважава постојање најтоплије тачке трансформатора, која је виша од температуре на врху намотаја, а која проистиче из претходно успостављеног правила по којем би температура на врху намотаја била једнака:

$$\vartheta_w = \vartheta_o + g, \quad (3.2)$$



Сл. 3.2 – Термички дијаграм из ИЕС стандарда 60076-7 Power transformers - Part 7: Loading guide for mineral-oil-immersed power transformers

где је ϑ_o температура горњег уља. Температура најтоплије тачке намотаја трансформатора се рачуна као:

$$\vartheta_h = \vartheta_o + H \cdot g, \quad (3.3)$$

где је H такозвани *hot-spot* (HS) фактор.

У стварности, расподела температуре у унутрашњости трансформатора значајно је сложенија од онога што је приказано у овом поглављу. Ова расподела, осим од глобалних параметара (укупни губици, расхладна снага РТ, укупни проток уља), у великој мери зависи од локалних појава (попут локалног расутог магнетског поља, неуниформних димензија канала, па до квалитета израде ЕУТ).

Одређивање детаљније расподеле температуре захтева употребу сложенијих модела од овог једноставног традиционалног модела.

3.3 Мерења температуре

Мерења температура ЕУТ могу се класификовати као директна и индиректна.

Мерења средњих температура намотаја се врше индиректно. Ова мерења се заснивају на мерењу електричног отпора намотаја. Електрична отпорност проводника (в. Сл. 2.20) сразмерна је температури. Како је веза ове две величине практично линеарна, измерена

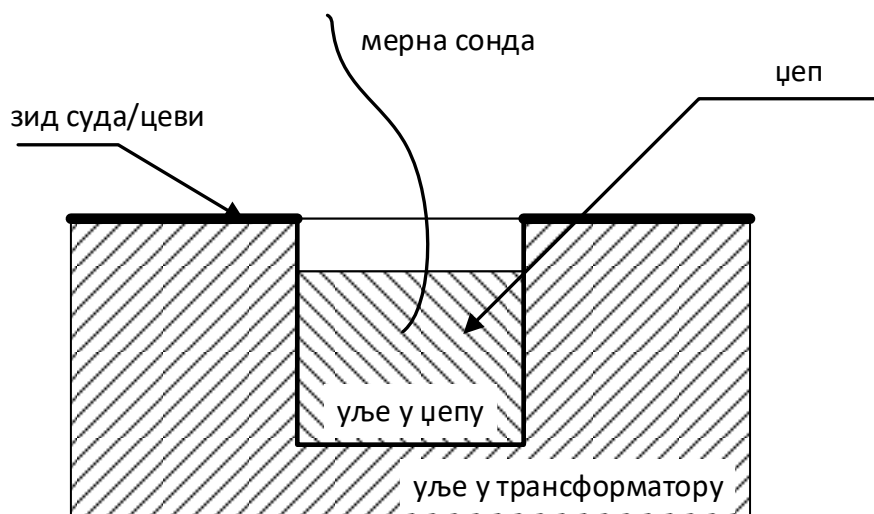
електрична отпорност сразмерна је вредности средње температуре намотаја. Традиционално, мерење отпора намотаја врши се када намотај није оптерећен, али постоје и методе којима се мерења отпора (посредно и температуре) могу вршити континуално, у току рада ЕУТ [38]. У огледу загревања, средња температура намотаја одређује се на следећи начин: након искључења оптерећења, намотај (па и цео трансформатор) почиње да се хлади. Стога се, у што краћем року, на крајеве растерећеног намотаја, повезује опрема за мерење отпора намотаја UI методом. Промена вредности отпора мери се у неком краћем временском периоду (по ИЕС стандарду, препоручује се да мерења вредности отпора трају 20 минута за средње и 30 минута за веће трансформаторе, бар са једноминутном временском резолуцијом мерења), како би се снимила крива хлађења намотаја. На основу снимљене криве хлађења, екстраполацијом може се одредити температура у почетном тренутку, тј. тренутку када је трансформатор растерећен.

Директна мерења температуре врше се помоћу термопарова, РТ100 сензора или ФО сензора.

Термопарови функционишу на принципу Сибековог ефекта. Уколико је електрично коло састављено од два различита проводника и уколико се између спојева ова два различита материјала појави температурни градијент, долази до појаве *емс* и електричне струје. Вредност ове *емс* сразмерна је разлици температура, на основу чега се може проценити вредност температуре мерној тачки.

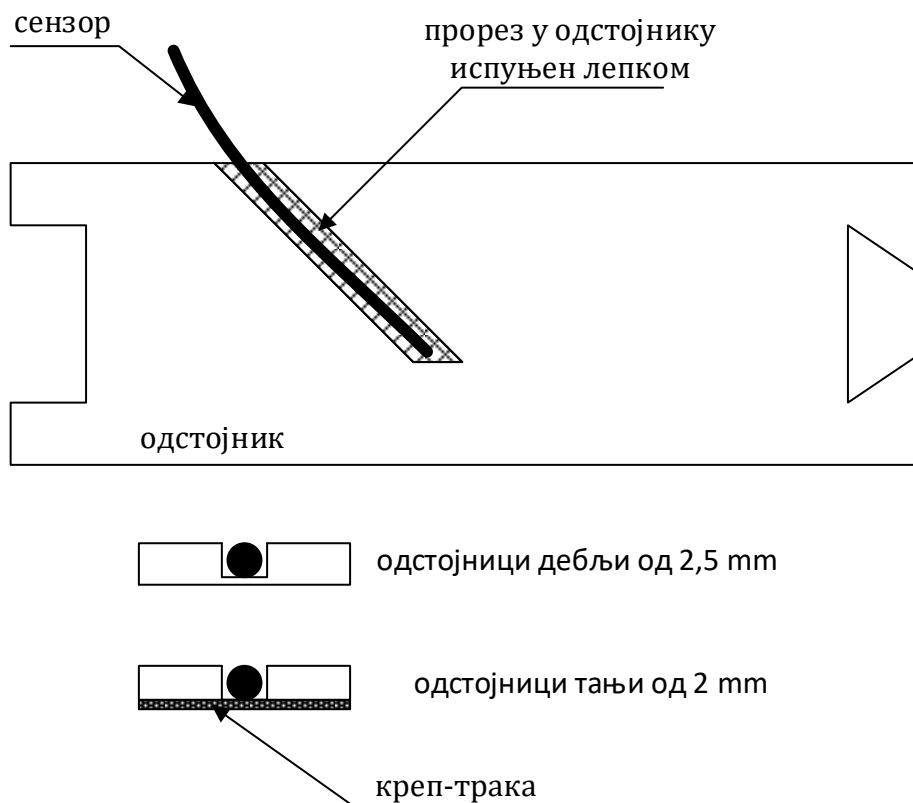
РТ100 сензори (као и остали сензори који раде на истом принципу – РТ500, РТ1000) заснивају се на мерењу електричног отпора платинумске сонде (број 100 означава да је отпор сонде при 0°C једнака 100Ω), који зависи од температуре сонде. Постоје различити системи повезивања РТ100 сонди са мерним инструментом (омметром), које карактерише различит број прикључних жица. Основни циљ употребе мерне везе са већим броја жица је процена и елиминација додатног електричног отпора жица редно повезаних са сондом. Ово резултује тачнијим мерењем отпора, тј. температуре.

Термопаровима и РТ100 сензорима мере се температуре уља. Температуре уља се мере на два начина – постављањем сонде на спољашњи зид суда или цеви, и постављањем у уљни цеп (Сл. 3.3). Приликом мерења на спољашњем зиду суда или цеви, потребно је узети у обзир пад температуре кроз зид суда или цеви. Приликом мерења температуре у цепу, вредност ове температуре приближно је једнака температури масе уља у суду или цевима. Међутим, треба напоменути да при инсталирању цепа на поклопац суда, услед струја индукованих расутиим флуksom, може доћи до генерисања локалних губитака у самом зиду суда. Ово доводи до локалних пораста температуре уља, па и уља у цепу.



Сл. 3.3 – Мерни цеп за мерење температуре уља

Мерења температуре активних делова трансформатора који ради на мрежи нису могућа термопаровима и РТ100 сондама услед постојања високих напона. Директна мерења у активним деловима могуће је извршити употребом ФО сензора, који раде на принципу мерења промене оптичких карактеристика кристала, које су функција температуре. ФО сензори се постављају, пре свега, на површину проводника, али и на површину језгра, и у уљне канале у намотајима. Најпрактичнији начин постављања сензора на проводнике (у случају да се ради о намотајима који имају радијалне канале) приказан је на Сл. 3.4 (по препоруци из стандарда [11] и брошуре [15]). Сонда се поставља у прорез у радијалном одстојнику.



Сл. 3.4 – Постављање фибер-оптичког сензора у прорез радијалног одстојника

Наравно, могуће је постављање великог броја сензора на потенцијалне локације максималних температура активних делова, али због цене уређаја, и не баш једноставног, начина њихове инсталације (механичке осетљивости сонди, простор који заузимају и тако даље), број је најчешће ограничен максималним бројем улаза у мерни уређај (комерцијални уређаји најчешће имају до 16 канала). Због овога је важно имати информацију о положају *hot-spot* температуре намотаја.

4 Основе детаљног термо-хидрауличког модела енергетских уљних трансформатора

У професионалној заједници која се бави производњом и употребом ЕУТ средњих и великих снага, термички модел ЕУТ заснован на детаљним термо-хидрауличким мрежама (ДТХМ или *detailed thermal-hydraulic network model* – ТННМ) данас је препознат као оптимални начин описивања термичког понашања (термичког моделовања) ЕУТ [15].

Пионирски рад у области је објављен 1980. године [39] и представља термо-хидраулички модел намотаја. У књизи [18] (поглавље 6) објашњен је механизам топлотних процеса, уз приказ хидрауличких и термичких модела појединих детаља конструкције. Ипак, широка примена ДТХМ на моделовање топлотних процеса ЕУТ започета је тек последњих деценија [15]. Објављени су бројни радови посвећени развоју ДТХМ ЕУТ (на пример [40, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47]), али и радови (на пример [48, 49]) који, иако нису директно посвећени ЕУТ, дају значајан допринос у термичком и хидрауличком моделовању појединих геометријских елемената који се могу употребити у ДТХМ ЕУТ. У том смислу, фундаментална литература на тему моделовања хидрауличких [50, 51] и термичких [30] појава покрива бројне основне геометријске конструкције које су карактеристичне и за неке делове ЕУТ. Међутим, неке конструкционе специфичности ЕУТ¹³, опсег температура и опсег брзина¹⁴ и природа струјања уља¹⁵, и даље остављају простор за унапређење модела појединих детаља конструкције (што ће бити тема поглавља 7 ове дисертације). У суштини, иако модел прати основне физичке законе (о којима ће више бити речи у поглављу 4.1), тачност целог модела пресудно зависи од тачности израза за локалне падове притиска и КПТС. Ови изрази се одређују на основу експерименталних истраживања или на основу резултата нумеричких симулација (FEM/CFD).

Интегрални модел целог ЕУТ, са моделом термосифонског ефекта у ONAN режиму хлађења, први пут је приказан у [52], док је општи модел ДТХМ ЕУТ са затвореним уљним контурама и алгоритмом за рачунарску реализацију методе приказан у [53]. „Затварањем“ уљних контура ДТХМ ЕУТ постаје аутономан, односно, као резултат симулација даје све вредности протока, како укупну (кроз расхладни систем), тако и кроз сваки од активних делова унутар суда, али и расподелу протока унутар активних делова (намотаја и магнетног језгра).

Појам ДТХМ се не односи искључиво на моделовање ЕУТ. Међутим, без потребе наглашавања да се ради о примени на специјални случај ЕУТ, термин ДТХМ (у енглеској литератури ТННМ) у индустрији трансформатора и широј инжењерској заједници која се бави енергетским трансформаторима, подразумевано се односи на ЕУТ.

Метода је генерална и односи се на трансформаторе свих величина и режима циркулације уља (ON, OF и OD).

Модел описује стационарне топлотне процесе и заснива се на дводимензионалним термичким и хидрауличким мрежама са концентрисаним параметрима. Постоје и публикације о динамичким (транзијентним) ДТХМ [54, 55, 56], али они нису достигли ниво развоја који омогућава примену на комплетан трансформатор који ради у условима променљивог оптерећења и температуре расхладног флуида. У тренутку писања ове дисертације постоје активности усмерене ка развоју динамичког ДТХМ, што је мотивисано потребом за праћењем HS температуре ЕУТ у реалним и променљивим радним условима, у циљу процене могућности њиховог преоптерећивања у погону. Постојећи транзијентни термички модели, засновани на заменским топлотним шемама са неколико чворова, не могу да опишу утицај

¹³ нпр. милиметарски канали правоугаоног попречног пресека;

¹⁴ од неколико mm/s, до 0,5 m/s;

¹⁵ Које је по правилу ламинарно;

релевантних параметара на вредности температура. Стационарни ДТХМ, чија је примена ушла у праксу пројектовања релативно скоро, показала се као добра и употребљива, што представља охрабрење да се отпочне са развојним активностима на следећем нивоу комплексности ДТХМ, који захтева његову примену на прелазне топлотне процесе. Резултати прорачуна стационарног стања помоћу ДТХМ садрже детаљну расподелу температуре из које се могу одредити карактеристичне температуре које се проверавају у НРТ (в. поглавље 3.2). Као најважнији резултат се издваја HS температура, одређена директно, без употребе HS фактора у прорачунима. Рачунарски програми за пројектовање ЕУТ засновани на стационарном ДТХМ се све више примењују у пројектовању ЕУТ. Велики светски произвођачи имају своје програме, док мањи произвођачи по правилу такав софтвер купују или плаћају услуге израде таквих термичких прорачуна. Коришћење таквих екстерних услуга врши се за трансформаторе за које купци затраже такве прорачуне, као и за конструкције чије се карактеристике значајно разликују од оних који се у фабрици често производе. Имајући у виду да се на трансформаторима спроводи НРТ, може се проверити тачност ове методе која је у праксу ушла релативно скоро, што се свакако ради, и тиме долази до сазнања о тачности методе.

Термичке и хидрауличке мреже су засноване на заменским шемама. Вредности параметара ових заменских шема (на пример хидраулички отпори), зависе од температуре/протока, и често представљају нелинеарне функције. Ове мреже се генеришу на основу задате геометрије ЕУТ. Поред детаљне геометрије ЕУТ, улазни подаци су термички и хидраулички параметри материјала, улазне температуре расхладног флуида¹⁶, расподеле генерисаних губитака¹⁷ и карактеристика коришћене опреме¹⁸.

Термичке и хидрауличке појаве нису независне једна од друге, већ су међусобно спрегнуте, стога је неопходно применити итеративну методу решавања заменских хидрауличких и заменских термичких шема. У неким случајевима је могуће применити апроксимације које ће убрзати прорачуне, приликом чега се неће значајно смањити њихова тачност.

Како се ради о моделу са концентрисаним параметрима, једна од основних карактеристика ДТХМ је да се њима одређују величине на нивоу једног елемента (температуре проводника и температуре и брзине уља у каналима кроз које оно струји).

Као што ће детаљније бити приказано у наставку, ДТХМ је заснован на глобалној термо-хидрауличкој мрежи, чије гране садрже одређене елементе конструкције (нпр. намотаје, радијаторе, систем цеви и тако даље). Сваки од ових елемената моделован је сопственом термо-хидрауличком мрежом. Природно, најдетаљнији део ДТХМ ЕУТ јесу намотаји. Хидрауличке и термичке мреже намотаја уобичајено се састоје од неколико стотина елемената. У поређењу са симулацијама базираним на 2D FEM/CFD, зависно од величине просторног кванта (који су по правилу променљиви), број елемената ДТХМ је за неколико редова величине мањи. Ово се одражава и на неупоредиво већу очекивану брзину прорачуна ДТХМ у односу на FEM/CFD. Из перспективе корисника, тачност и брзина прорачуна представљају основну разлику између различитих приступа термичким прорачунима (Сл. 4.1). Са једне стране, ниво детаља ДТХМ и сама природа резултата која се појављује као излаз модела (температура сваког проводника) делују импресивно у поређењу са емпиријским моделима, док, са друге, у поређењу са FEM/CFD делује да се ради о релативно грубом моделу. У погледу времена прорачуна, ДТХМ симулације ЕУТ на савременом персоналном рачунару¹⁹

¹⁶ амбијента и воде у случају WF режима хлађења;

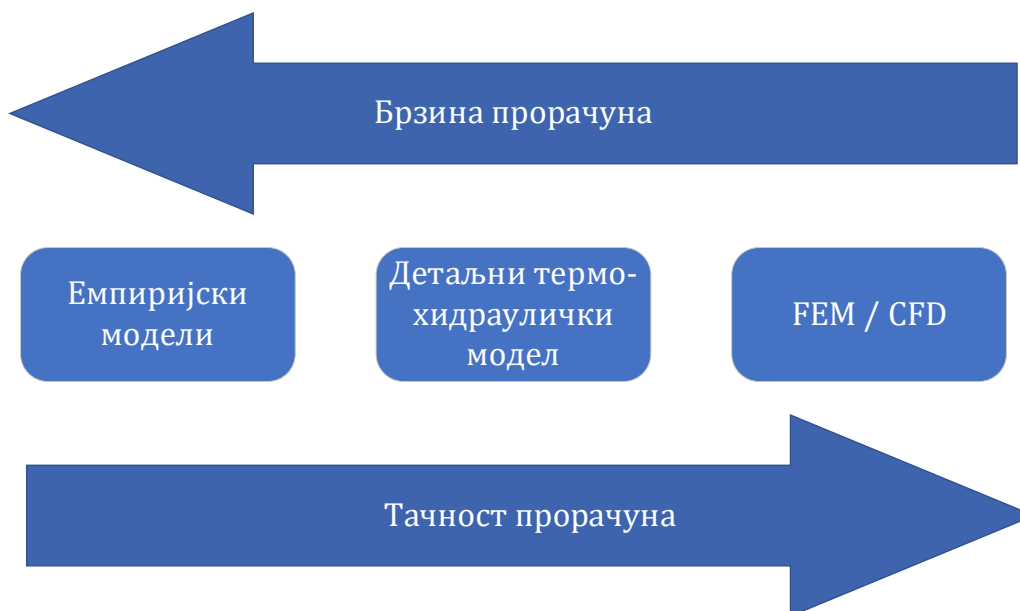
¹⁷ Поред губитака у намотајима, и губици у језгру (задати у облику запреминске густине губитака) и губици у суду и осталим конструкционим деловима су такође један од улазних података у ДТХМ.

¹⁸ вентилатора, пумпи и размењивача топлоте;

¹⁹ нпр. рачунар базиран на AMD Ryzen 7 4800H;

трају од неколико десетина секунди, до неколико минута²⁰, док 3D²¹ симулација комплетног ЕУТ може трајати данима – у [14] наведено је да је прорачун температура у стационарном стању ЕУТ на рачунару са 128 процесорских језгара трајао дуже од недељу дана. Ниво детаља ДТХМ је довољан да се опише већина релевантних термичких и хидрауличких појава. ДТХМ је наменска метода, другим речима, потпуно је посвећена конкретном проблему преноса топлоте у ЕУТ. Оптимизацијом нумеричких метода, модела појединих детаља конструкције и коришћењем добрих једначина за прорачун локалних падова притисака и КПТС у реалном опсегу релевантних улазних параметара – тачност прорачуна ДТХМ може се свести на ниво грешке која је реда величине оне која је изазвана толеранцијама у производном процесу. У том смислу, из перспективе струке, очекивана тачност квалитетно израђеног ДТХМ је задовољавајућа. У [13] се наводи да је очекивана тачност ДТХМ 5°C за намотај и 3°C за уље.

У наставку овог поглавља представљене су теоријске основе ДТХМ, глобална термо-хидрауличка шема ЕУТ која представља основу модела, као и примери детаљних термичких и хидрауличких модела појединих склопова трансформатора (два типа намотаја, појединачног радијатора, као и групе радијатора). Последња целина овог поглавља биће посвећена приказивању алгоритама за рачунарску реализацију ДТХМ.



Сл. 4.1 – Однос различитих приступа термичких прорачуна енергетских уљних трансформатора

4.1 Основни физички принципи модела

ДТХМ се заснива на три основна физичка принципа [53, 15]:

- закон одржања енергије (тј. одржање топлоте),
- закон одржања масе (тј. одржање масеног протока, практично први Кирхофов закон) и
- закон одржања момента (тј. баланс притисака у затвореним уљним контурама).

Ослањајући се на ова три принципа, уз коришћење дискретизације елемената ЕУТ, формирају се термичке и хидрауличке мреже, а затим решава систем алгебарских једначина који описује ове мреже у устаљеном стању. У случају транзијентног ДТХМ математички модел представља

²⁰ зависно од режима хлађења, величине модела и комплексности геометрије, као и од захтеване тачности;

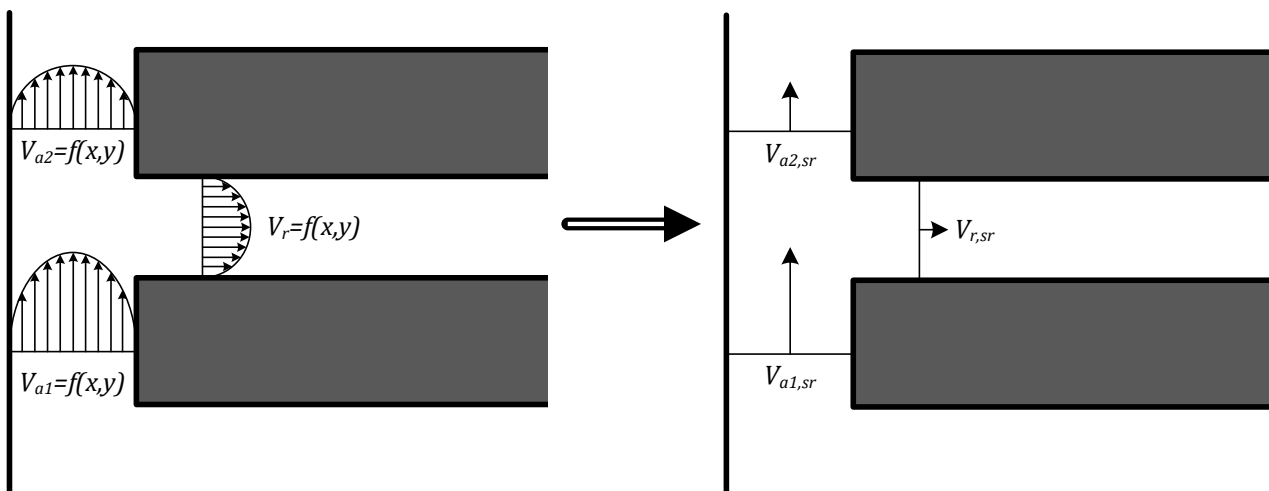
²¹ 2D FEM/CFD симулација целог трансформатора нема нарочитог смисла, за разлику од 2D (акси-симетричних) FEM/CFD симулација трансформаторских намотаја.

систем диференцијалних, уместо алгебарских, једначина. Решавањем ових система једначина, одређују се топлотно поље, брзинско поље и поље притиска.

Једна од основних карактеристика ДТХМ јесте да се ради о моделу са концентрисаним параметрима. Ово подразумева да је неопходно увести нека упрошћења. Наиме, величине попут температуре и брзине уља су у једном просторном елементу униформне. То значи да је потребно извршити усредњавање величина. На Сл. 4.2 илустрован је реалан профил брзине у уљним каналима при ламинарном струјању уља и развијеном профилу брзине, као и концепт усредњавања брзине.

У ДТХМ, сматра се да је брзина уља у једном уљном каналу униформна и једнака средњој вредности брзине (V_{sr}) изражене преко укупног масеног протока (\dot{m}) кроз посматрани канал:

$$V_{sr} = \frac{\dot{m}}{\rho_{sr} S} \quad (4.1)$$



Сл. 4.2 – Профил брзине уља у уљним каналима и усредњене вредности

где је ρ_{sr} густина уља при средњој температури уља у каналу (ϑ_{sr}), а S површина попречног пресека уљног канала кроз који протиче уље. Слично брзинама уља, у ДТХМ сматра се да су температура проводника и температура уља²² у једном каналу константне и једнаке средњој вредности. У наставку овог поглавља, уколико не буде потребе да се то посебно нагласи, ознаке величина усредњених на домену једног елемента због прегледности неће бити означавање индексом sr , већ ће бити подразумевано да се ради о средњим вредностима.

Основу топологије ДТХМ чини тзв. *глобална шема модела* којом је представљена циркулација уља између делова трансформатора унутар суда (намотаја, језгра и *by-pass* уља²³) и спољашњег расхладног система.

4.1.1 Уљне контуре

У поглављу 3, на Сл. 3.1 приказана је поједностављена уљна контура, чију унутрашњу грану чине активни делови у којима се генерише топлота, а спољашњу грану размењивач топлоте (радијатор) преко којег се топлота преноси ка амбијенту. Промена температуре дуж

²² Формално, као што ће у наставку поглавља бити приказано, промена температуре дуж канала у правцу струјања уља се узима у обзир (у складу са законом одржања енергије). Овде се конкретно мисли на униформни профил температуре по попречном пресеку и употребу средње вредности температуре за одређивање параметара уља.

²³ Грана која се назива *by-pass* уља моделује струјнице уља унутар суда које не пролазе ни кроз један активни део, већ се кроз простор између активних делова и зида суда крећу од дна суда (изласка из расхладног система) ка врху суда (уласку у расхладни систем), заобилазећи (*by-passing*, „бајпасујући“) активне делове трансформатора.

контуре струјања уља доводи до стварања термосифонске силе која изазива циркулацију уља. Термосифонска сила настаје као последица разлика у густини уља [18] која настаје услед промене температуре (загревањем и хлађењем) дуж петље уља. Укупна вредност термосифонске силе једнака је:

$$p_T = \oint \rho \cdot \vec{g} \cdot d\vec{l}, \quad (4.2)$$

где је ρ густина уља (kg/m^3), \vec{g} вектор гравитационог убрзања (m/s^2), а \vec{l} вектор дужине у правцу и смеру струјања уља (m). Поједностављено (ако се линеаризује промена температуре дуж радијатора), а у циљу боље перцепције ове појаве²⁴, једначина (4.2) се може написати и као:

$$p_T = \rho_r \cdot g \cdot \beta \cdot \Delta\vartheta_u \cdot \Delta H. \quad (4.3)$$

Овде је ρ_r референтна густина уља (у kg/m^3 , рачуната по правилу за температуру доњег уља, која је приближно једнака температури уља на излазу из РТ), g гравитационо убрзање (9.81 m/s^2), β коефицијент запреминског ширења уља услед загревања ($1/^\circ\text{C}$), $\Delta\vartheta_u$ градијент температуре уља по висини (у $^\circ\text{C}$, представља разлику између температуре горњег и доњег уља) и ΔH висинска разлика (вертикална удаљеност између њихових средњих висина) између геометријске средине радијатора и намотаја (m).

У случају да постоје и пумпе за принудно струјање уља, које производе притисак p_p , укупни продуковани притисак који узрокује циркулацију уља једнак је збиру:

$$p_{prod} = p_T + p_p. \quad (4.4)$$

По правилу, у системима са пумпом, сила која настаје услед механичког рада пумпе значајно је већа од термосифонске силе.

У равнотежном стању, сав продуковани притисак се „потроши“ дуж уљне петље. Ови губици енергије, или *падови притисака* се деле на *губитке услед трења* (или *падове притиска услед трења/фрикције*) и на *локалне губитке* (или *локалне падове притиска*) [51]. Локални губици се јављају на местима где долази до кривљења струјница дуж правца њиховог кретања (скретања на ивичним или лучним елементима, рачвањима, променама попречног пресека цеви и томе слично). При томе, долази до стварања тзв. *мртвих зона* у којима се стварају вртложна кретања флуида. Ова вртложна кретања, аналогна вихорним струјама насталим услед индукване струје, не учествују у глобалном протоку кроз цеви. Међутим, енергија потребна за успостављање ових струјница „долази“ из главног тока уља. Ефективно, ове мртве зоне представљају губитке енергије, тј. манифестују се стварањем додатног пада притиска. Имајући у виду други Кирхофов закон, баланс притисака једне контуре се може представити као:

$$p_{prod} + \sum \Delta p_f + \sum \Delta p_{lok} = 0, \quad (4.5)$$

где су Δp_f и Δp_{lok} фрикциони и локални падови притисака дуж посматране контуре.

Падови притисака се уобичајено представљају у следећој форми:

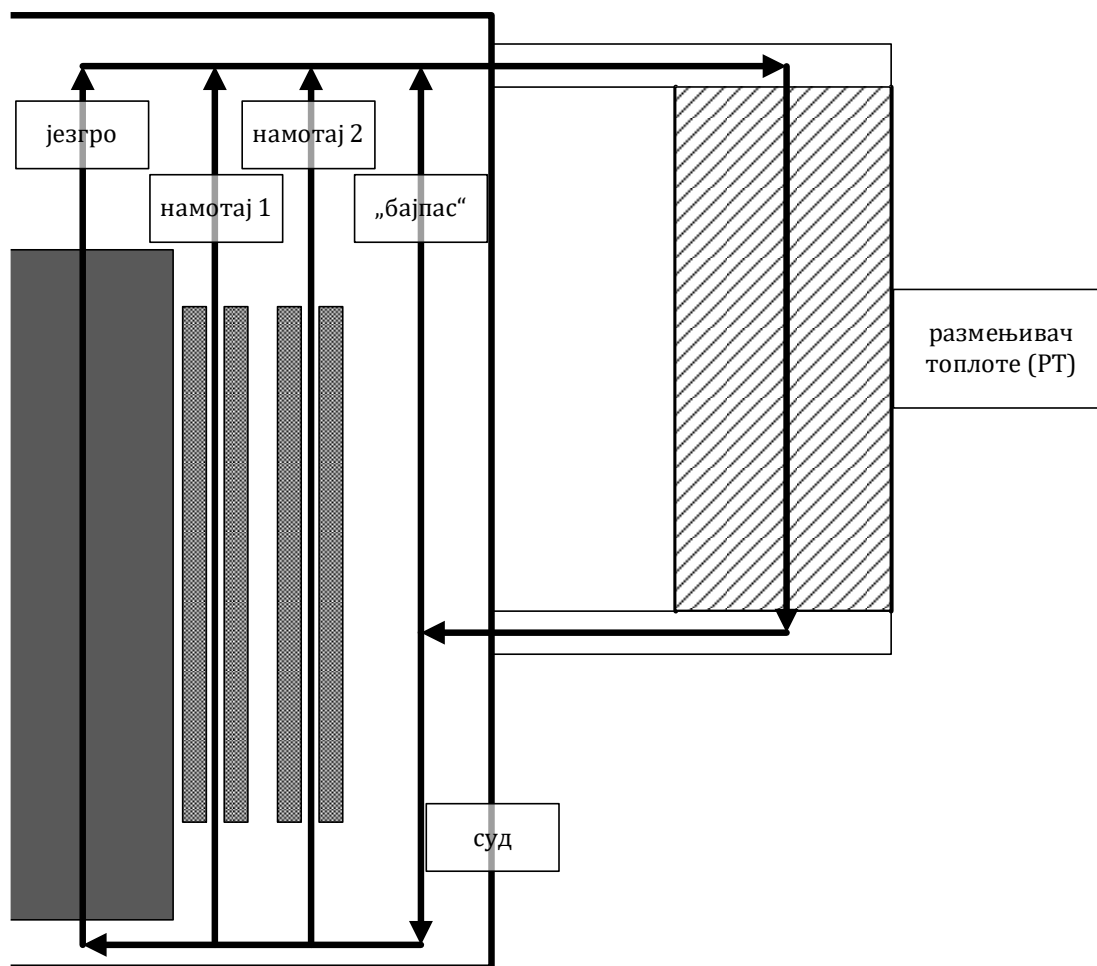
$$\Delta p = \zeta \frac{\rho V^2}{2}, \quad (4.6)$$

где је ρ густина на локалној температури уља (kg/m^3), V брзина уља (m/s), а ζ бездимензиони коефицијент пада притиска. ζ је у принципу функција геометрије посматраног елемента и Рејнолдсовог броја (в. прилог П 5.1) – бездимензионог параметра који је функција брзине

²⁴ Из једначине (4.3) се може закључити да повећање вертикалног градијента температуре и постављање радијатора на већу висину доводе до пораста протока уља.

флуида, кинематске вискозности и карактеристичне линеарне димензије. Изрази којима се одређује вредност ζ у функцији поменутих улазних величина дати су у литератури за различите елементе (кривине, рачвања, итд.). За основне геометрије постоје хидраулички приручници (као што је на пример [50], у којем су за велики број различитих елементарних геометрија прикупљене вредности коефицијента ζ). Ипак, конструкционе детаље у ЕУТ одликују и неке специфичности о којим је већ било речи (милиметарски канали, ламинарни режим струјања итд.), за које се у општим приручницима не могу наћи одговарајући изрази. До израза за такве специфичне елементе може се доћи на основу резултата експеримената на физичким моделима или на основу CFD симулација. У поглављу 7.1 дат је пример успостављања израза за пад притиска у глави радијатора, који представља специфичну геометрију која се среће код ЕУТ, коришћењем резултата експеримената.

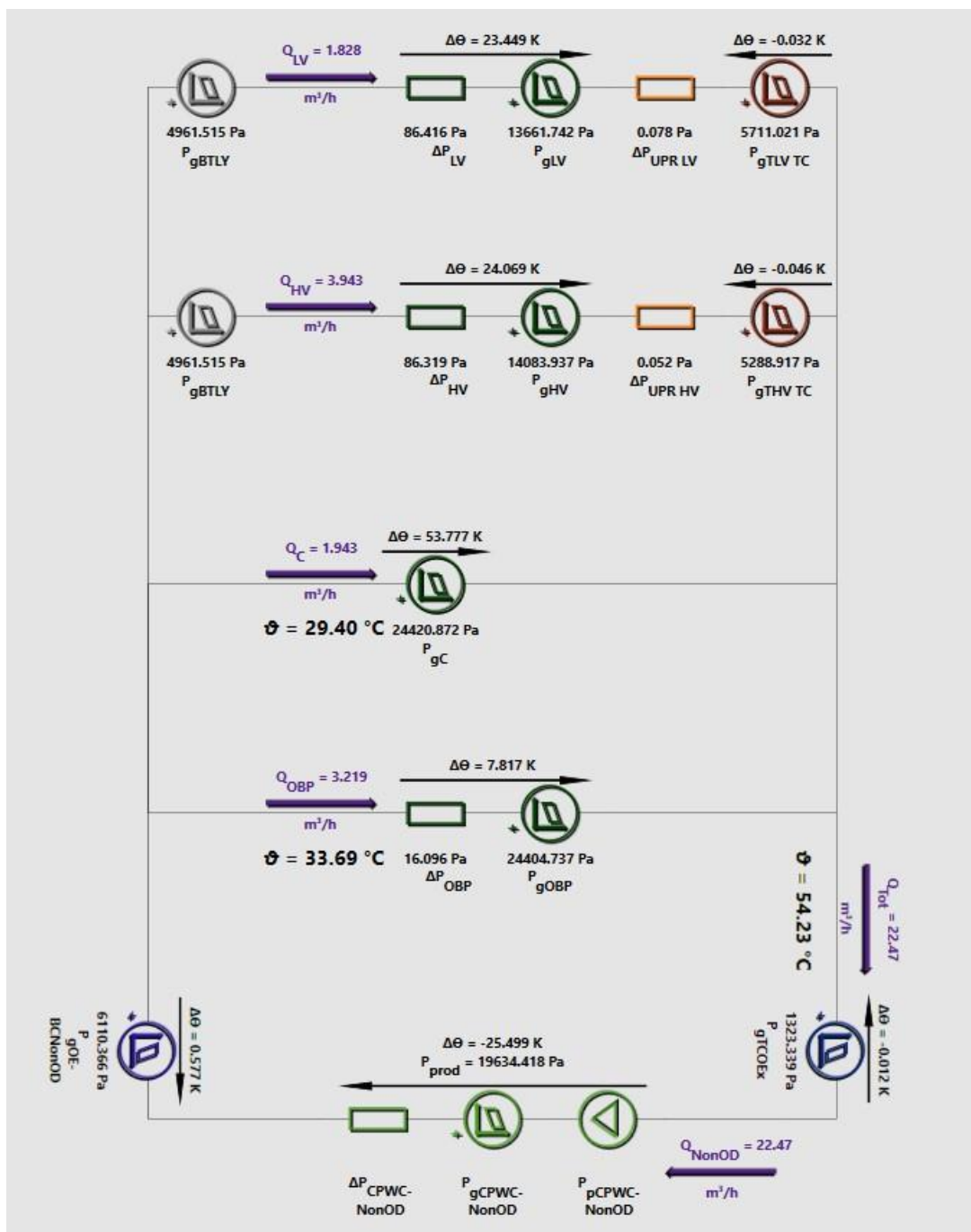
На Сл. 4.3 дат је шематски приказ концепта формирања уљних контура. Означене су гране кроз активне делове ЕУТ (језгро и два намотаја), *by-pass* („бајпас“) грану и грану кроз РТ. Пример са слике представља топологију која се често појављује у пракси. Иако се у пракси могу наћи нешто компликованији случајеви (на пример, са више намотаја или са ОД системом за усмеравање уља у намотаје), приказани случај је довољно илустративан за разумевање принципа формирања контура уља у којима се успоставља равнотежно стање притисака.



Сл. 4.3 – Уљне контуре

За пример са Сл. 4.3 на Сл. 4.4 приказани су резултати прорачуна једног стварног двонамотајног ЕУТ са ONAF хлађењем. Горња грану представља уљну грану кроз НН намотај (LV), следећа ВН намотај (HV), а затим следе језгро (С) и „бајпас“ (ОВР), док се на дну слике

налази грана кроз размењивач топлоте. Већ поменуте компоненте притиска се, дуж тока уља, сабирају, а поједини елементи грана као улазну температуру наслеђују излазну температуру претходног елемента. Сваки елемент еквивалентног кола има сопствени термо-хидраулички модел. Решавање кола подразумева одређивање доње температуре уља и протока кроз гране унутар суда (LV, HV, C и OBP), при којој постоји равнотежа притисака (4.5), као што је детаљније објашњено у поглављу 4.4. Вредности запреминског протока на референтној температури у стационарном стању, на слици су приказане љубичастим бројевима изнад љубичасте стрелице. У случају вишефазних ЕУТ, ДТХМ подразумева да су температуре и протоци у свим фазама идентични. Врши се прорачун само једне фазе, па је и шема са слике Сл. 4.4 „монофазна“, тј. за намотаје је дат проток само кроз једну фазу.



Сл. 4.4 – Главна еквивалентна заменска термо-хидрауличка шема енергетског уљног трансформатора

Хидрауличке шеме, поред намотаја и магнетског кола, могу садржати и елементе којима се моделују други конструкциони елементи. У случају OD конструкције, моделује се и систем цеви за дистрибуцију уља до намотаја, који могу укључити и прстенове за регулацију протока између намотаја. Пад притиска у структурама изолационих прстенова изнад и испод намотаја такође се узима у обзир. Уколико су неки активни делови OD конструкције (напајају се уљем из система цеви за усмеравање уља), а неки нису – модел предвиђа постојање две паралелне гране, једне, која се даље грана на појединачне OD гране (свака представља један активни део) и друге, која се грана на појединачне „non-OD“ елементе (најчешће језгро, „бајпас“ и понекад регулационе намотаје и неоптерећени терцијер, на пример).

4.1.2 Конзервација масеног протока у уљним контурама

Глобална хидрауличка мрежа, као и хидрауличке мреже појединачних елемената модела, представљене су заменским шемама са концентрисаним елементима. Из закона одржања масе, примењеног на заменску шему, следи да је алгебарски збир свих масених протока који увиру у један чвор једнак нули (у претходно приказаном примеру (Сл. 4.3 и Сл. 4.4) масени проток кроз PT једнак је збиру масених протока кроз LV, HV, C и OBP):

$$\sum \dot{m} = 0. \quad (4.7)$$

4.1.3 Једначине енергетског баланса

Једна од основних једначина енергетског баланса у ДТХМ јесте једначина за прелазак топлоте са проводника у уљни канал кроз који струји уље:

$$\Delta\vartheta = \frac{P_\gamma}{\dot{m} \cdot c_p}, \quad (4.8)$$

где су P_γ губици који са проводника прелазе на уље (W), \dot{m} је масени проток (kg/s), c_p специфична топлота уља (J/(kg·K)) на средњој температури посматраног канала, $\Delta\vartheta$ представља пораст температуре у каналу у правцу протока уља, који настаје услед загревања снагом P_γ . Из једначине (4.8) може се закључити да пораст протока доводи до смањења температурног градијента уља, услед којег долази до смањења термосифонске силе. Осим тога, повећање протока доводи и до већих падова притиска. Радна тачка код ЕУТ са природним струјањем уља се успоставља за проток при коме се термосифонска сила изједначи са падом притиска услед протицања уља.

Снага која се са проводника преноси у канал зависи од укупног топлотног отпора (R_{ekv}) између проводника и уља у каналу:

$$P = \frac{1}{R_{ekv}} \cdot \Delta\vartheta. \quad (4.9)$$

Овај еквивалентни топлотни отпор се састоји од две компоненте – отпора преносу топлоте провођењем и отпора преносу топлоте струјањем, који су моделовани 1D релацијама. Будући да је топлотна проводност папира значајно нижа од топлотне проводности проводника, а дебљина папира по правилу довољно мала, употреба релација за 1D пренос топлоте је оправдана [53]. Пренос топлоте зрачењем унутар суда се по правилу занемарује. Отпор провођењу R_λ (K/W) кроз изолацију моделован је као провођење кроз раван зид:

$$R_\lambda = \frac{\delta}{\lambda S}, \quad (4.10)$$

где је δ дебљина материјала кроз који се врши провођење (m), λ топлотна проводност материјала (W/(m·K)), а S површина кроз коју се топлота преноси према уљу (m²). Еквивалентни отпор услед струјања R_α (K/W) једнак је:

$$R_\alpha = \frac{1}{\alpha S}, \quad (4.11)$$

где је α КПТС, који се може представити као:

$$\alpha = \frac{\lambda \cdot Nu}{D_h}, \quad (4.12)$$

где је λ топлотна проводност флуида (W/(m·K)), Nu бездимензиони Нуселтов број, а D_h хидраулички пречник канала (m). Релације за Nu се, за различите геометрије, опсег температуре и брзине уља (изражене кроз бездимензионе комбинације параметара које од њих зависе – Рејлијевог, Рејнолдсовог, Прандтловог броја, итд.) дате су у литератури наведеној у уводном делу овог поглавља. Основни геометријски елементи ДТХМ, у овом смислу, представљају једнострано и двострано загревани канали у случају познатих брзина флуида, затим двострано загревани канали при природном струјању када брзине нису познате (нпр. овако се третира случај при AN режиму струјања ваздуха поред површи радијатора), вертикални и хоризонтални зид. Вредности параметара уља који фигуришу у изразима, а који су функција температуре, у ДТХМ рачунају се при средњој температури канала:

$$\vartheta = \frac{\vartheta_{in} + \vartheta_{out}}{2}, \quad (4.13)$$

где су ϑ_{in} и ϑ_{out} температуре уља на уласку и изласку из канала.

Друга фундаментална једначина енергетског баланса представља израз који описује мешање уља из две или више контура (у којима је у општем случају температура уља на излазу различита):

$$\dot{m}_{mix} \cdot c_{p,mix} \cdot \vartheta_{mix} = \sum_i \dot{m}_i \cdot c_{p,i} \cdot \vartheta_i, \quad (4.14)$$

где се величине са индексом mix односе на уље у одлазној грани („мешано“ уље), а i на величине у једном од i долазних грана.

Трећи исказ енергетског баланса представљају једначине размењивача топлоте. Постоје два приступа анализи размењивача топлоте:

- приступ преко средње логаритамске температуре и
- приступ преко NTU методе (*Number of Transfer Units*).

Први приступ се заснива на систему диференцијалних једначина теорије размењивача топлоте којима се описује енергетски баланс на елементарној дужини размењивача топлоте dx . За размењивач топлоте цевастог типа са паралелним струјањем флуида важи:

$$dP = -\dot{m}_t \cdot c_{p,t} \cdot d\vartheta_t, \quad (4.15)$$

$$dP = \dot{m}_h \cdot c_{p,h} \cdot d\vartheta_h. \quad (4.16)$$

Једначином (4.15) описује се енергетски баланс са стране топлог (стога индекс t) флуида (уља), једначином (4.16) описује се енергетски баланс са стране хладног (индекс h) флуида (ваздух или вода). Са dP (W) означена је топлотна снага, а са $d\vartheta$ градијент температуре флуида у правцу струјања флуида. Једначином (4.17) се описује топлота пренета између топлог и хладног флуида кроз јединицу површине $dS = O \cdot dx$ (где је O обим додирне површине):

$$dP = U \cdot \Delta\vartheta \cdot dS. \quad (4.17)$$

Овде је са $\Delta\vartheta$ означена разлика температуре топлог и хладног флуида, а са U укупни коефицијент преласка топлоте. Производ UdS представља реципрочну вредност збира свих топлотних отпора преносу топлоте између топлог и хладног флуида. За U важи:

$$U = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_t} + \sum \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_h}}, \quad (4.18)$$

где је α_t (W/(m²·K)) КПТС са стране топлог флуида, α_h (W/(m²·K)) КПТС са стране хладног флуида, а средњим чланом моделовано је провођење топлоте: δ представља дебљину зида цеви (и, евентуално, додатних слојева премаза) (m), а λ топлотну проводност зида цеви (и, евентуално, материјала којима се премазују спољашње и унутрашње површи РТ) (W/(m·K)). У анализи ове основне геометрије РТ претпоставља се да су и унутрашња и спољашња страна цеви глатке (да нису оребрене), а да је зид цеви довољно танак да се може сматрати да су унутрашња и спољашња површина цеви једнаке. Овде треба напоменути да су вредности КПТС једнаке средњим вредностима КПТС на посматраној дужини РТ. Ова претпоставка се може пренети и на целу дужину РТ, јер су термичке улазне зоне (*entry region*) релативно кратке у поређењу са дужинама РТ (нпр. радијатори великих ЕУТ су високи преко 2 m). Решавањем овог система једначина, добија се добро познати израз [30]:

$$P = U \cdot S \cdot \Delta\vartheta_{log}, \quad (4.19)$$

где је $\Delta\vartheta_{log}$ *средња логаритамска температура* која је једнака:

$$\Delta\vartheta_{log} = \frac{(\vartheta_{tu} - \vartheta_{hu}) - (\vartheta_{ti} - \vartheta_{hi})}{\log((\vartheta_{tu} - \vartheta_{hu})/(\vartheta_{ti} - \vartheta_{hi}))}. \quad (4.20)$$

Температуре у изразу су улазне и излазне температуре хладног и топлог флуида у РТ. Првим индексом је означен флуид на који се температура односи (топли или хладни), а другим да ли се ради о улазној или излазној вредности.

Слично, за размењивач топлоте у којем флуиди струје у супротном смеру такође важи једначина (4.19), са тим да је у овом случају израз за $\Delta\vartheta_{log}$ нешто другачији:

$$\Delta\vartheta_{log} = \frac{(\vartheta_{tu} - \vartheta_{hi}) - (\vartheta_{ti} - \vartheta_{hu})}{\log((\vartheta_{tu} - \vartheta_{hi})/(\vartheta_{ti} - \vartheta_{hu}))}. \quad (4.21)$$

Уколико све четири температуре које фигуришу у изразу нису познате, већ само улазне температуре и протоци, неопходно је решити три једначине са три непознате (две температуре и снагу хлађења). Наведене три једначине су: интегрални облик једначина (4.15) и (4.16), и једначина (4.19), при чему се $\Delta\vartheta_{log}$ одређује према изразу (4.20), односно (4.21). У овом случају, када нису познате све четири температуре, снага хлађења се израчунава помоћу NTU методе, која је детаљно објашњена у [30], а чији је поједностављени приказ дат у наставку.

Посматра се максимална могућа снага преноса топлоте РТ (P_{max}) у РТ у којем флуиди струје у супротном смеру, одређена на следећи начин. Одреди се коефицијент $C_{min} = \dot{m} \cdot c_p$ као вредност $C = \dot{m} \cdot c_p$ за флуид са нижом вредношћу производа. P_{max} се израчуна на основу овог коефицијента и температуре топлог и хладног флуида на уласку у РТ:

$$P_{max} = C_{min}(\vartheta_{tu} - \vartheta_{hu}). \quad (4.22)$$

Уводи се појам „ефикасности“ РТ, који представља количник стварне снаге преноса топлоте и P_{max} :

$$\varepsilon = \frac{P}{P_{max}}. \quad (4.23)$$

Тренутна снага РТ одређује се помоћу израза:

$$P = \varepsilon C_{min}(\vartheta_{tu} - \vartheta_{hu}), \quad (4.24)$$

при чему се до ε долази коришћењем израза који се, за различите типове РТ (концентричне цеви са паралелним протоцима и протоцима у супротним смеровима, *shell-and-tube* РТ и тако даље), могу наћи у литератури [30]:

$$\varepsilon = f(NTU, C_r), \quad (4.25)$$

у функцији две карактеристичне величине:

$$NTU = \frac{US}{C_{min}}, \quad (4.26)$$

$$C_r = \frac{C_{min}}{C_{max}}. \quad (4.27)$$

На основу једначина (4.24)-(4.27), за тренутне радне услове (температуре и протоке) – могуће је израчунати снагу хлађења, а на основу ње и, непознате, излазне температуре флуида.

У случају радијатора, осим преноса топлоте струјањем ка амбијенту постоји и пренос топлоте зрачењем. Ова снага хлађења, као и снага хлађења са површи суда трансформатора, уважене су у софтверу HoST Calculus [17]. Имајући у виду да је њихов удео у снази хлађења мали, као и чињеницу да дисертација не обухвата моделовање ове компоненте, неће се детаљније о њима говорити. Треба напоменути да је снага преноса топлоте зрачењем мала, услед малог укупног фактора виђења са укупне површи свих плоча радијатора, а снага хлађења са површи суда мала због тога што је површ суда мала у односу на површ радијатора.

4.2 Хидрауличка и термичка мрежа намотаја

У ДТХМ намотаји су представљени аксијално-симетричном 2D геометријом. Приликом анализе модела посматра се попречни пресек намотаја по фиксној угаоној координати. Тако дефинисана 2D геометрија састављена је од правоугаоних попречних пресека изолованих проводника између којих се налазе правоугаони уљни канали. Из термичког аспекта, сваки попречни пресек проводника у 2D аксијално-симетричној равни се третира као засебан проводник²⁵. Један или више проводника формира блокове који су окружени уљним каналима²⁶. При постављању и решавању одређених једначина води се рачуна о извесним ефектима дуж угаоне координате (нпр. о покривености радијалних уљних канала одстојницима на основу којих се одређују хидраулички пречник уљних канала и додирна површина проводника са уљем).

У наставку текста, као пример, биће представљена хидрауличка и термичка мрежа трансформаторског намотаја са баријерама за усмеравање уља (тзв. цик-цак намотаји, в Сл. 2.13 в)).

На Сл. 4.5 шематски су приказане путање уља кроз две секције цик-цак намотаја. Употребом баријера постиже се да се целокупан масени проток који протиче кроз намотај усмери кроз радијалне канале једне секције. Након уласка у једну секцију цик-цак намотаја, део уља ће из улазног аксијалног канала ући у доњи радијални канал, а део ће наставити да се креће кроз улазни аксијални канал ка осталим радијалним каналима и врху секције. Након проласка кроз радијални канал, уље улази у излазни аксијални канал у којем се спаја са уљем из осталих радијалних канала посматране секције. Хидраулички модел једне секције цик-цак намотаја (хидраулички модел целокупног цик-цак намотаја представља редну везу више

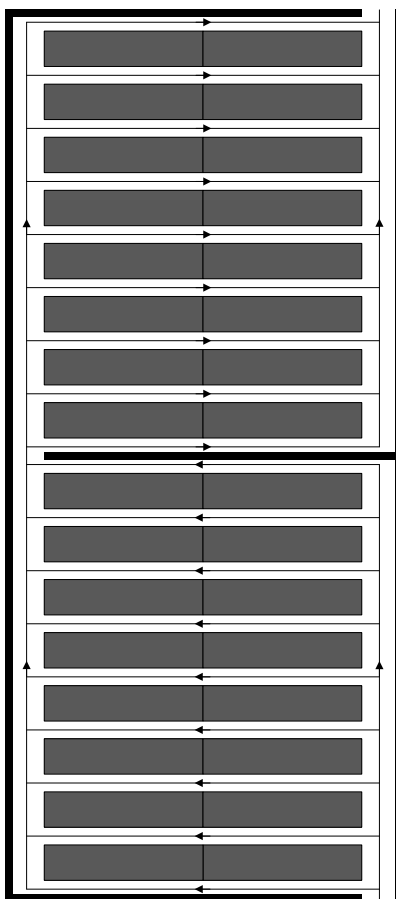
²⁵ Уобичајено је да се термином „проводник“ означава сваки попречни пресек, без обзира да ли се заиста ради о паралелно везаним проводницима или о два навојка једног истог проводника. Модел не узима у обзир простирање топлоте по угаоној координати, које се, с обзиром на велики пречник намотаја ЕУТ, може сматрати ефектом нижег реда.

²⁶ Слично термину „проводник“, термин „канал“ је помало слободно дефинисан и означава уљни канал између два чворишта мреже. Нпр. на Сл. 4.7 простор између тачака означених са $\vartheta_{u(i)d}$ и $\vartheta_{u(i)g}$ представља један „канал“.

секција) представљен је хидрауличком мрежом датом на Сл. 4.6. Са R су означени хидраулички отпори, а са p гравитационе компоненте притиска, за које важи:

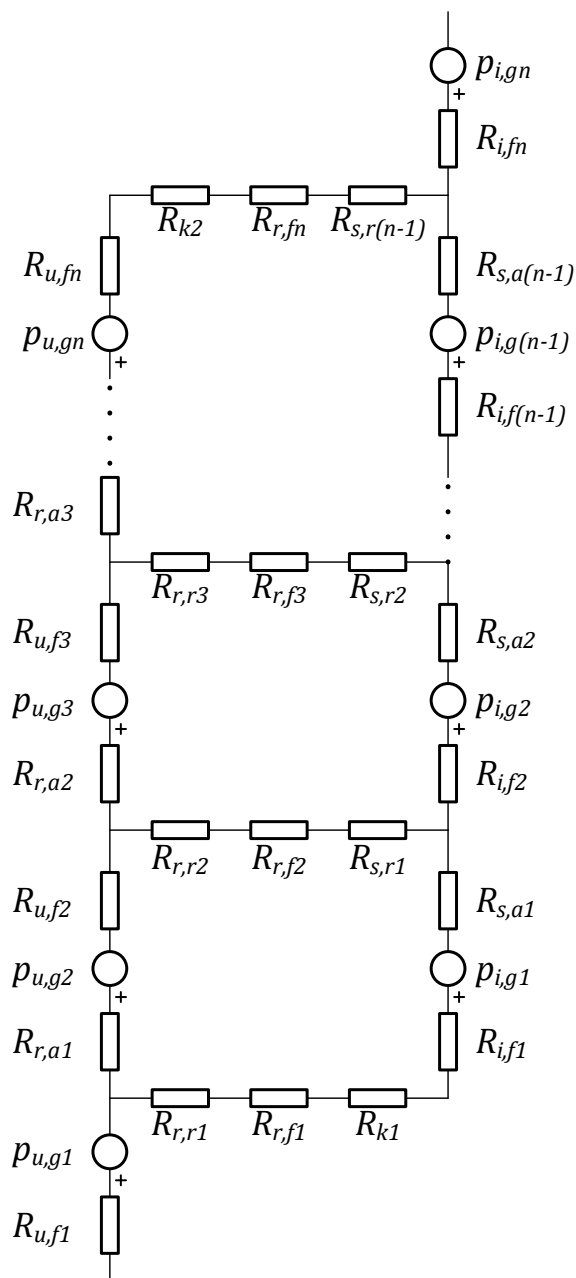
$$p_g = \rho g \Delta H. \quad (4.28)$$

Индексом u назначени су елементи улазног аксијалног канала (канал кроз који је уље ушло у посматрану секцију), а индексом i елементи излазног аксијалног канала. Са индексом f означени су елементи којима је моделована фрикција, а са k кривине на врху и дну секције. Елементи означени паровима слова у индексима (r, r) , (r, a) , (s, r) , и (s, a) означени су локални падови притисака на месту раздвајања и спајања струјница (прво слово означава да ли се ради о раздвајању или спајању). Заправо, један „градивни блок“ хидрауличке мреже којим се раздвајање и спајање струјница моделују састоји се од два хидрауличка отпора – еквивалентни отпор у радијалном и аксијалном правцу (означени другим словом). Формуле по којима се могу израчунати вредности ових хидрауличких отпора се могу наћи у радовима [39, 40]. Итерационим процесом, одређују се протоци кроз радијалне канале једне секције при којима су падови притисака дуж сваке путање, формиране проласком кроз сваки од радијалних канала, од врха до дна секције једнаки.



Сл. 4.5 – Шема цик-цак намотаја, стрелицама су обележене путање уља кроз намотај

На Сл. 4.7 приказана је термичка шема једног блока (диска) проводника, са илустрацијом расподеле температура у проводницима и уљу у каналима око њих. Температура уља у каналима испод и изнад диска у смеру струјања уља расте (сходно снази која је са проводника прешла у уље), док се у случају намотаја без баријере сматра да је једнака средњој вредности температура на уласку и изласку из радијалног канала. Друга разлика је што се једначине за КПТС на површинама радијалних канала разликују – у случају цик-цак намотаја, постоји усмерен проток уља, и користе се једначине за једнострано/двострано загревани канал са познатом брзином флуида. Формуле по којима се могу израчунати вредности КПТС се могу наћи у [30, 46, 41].

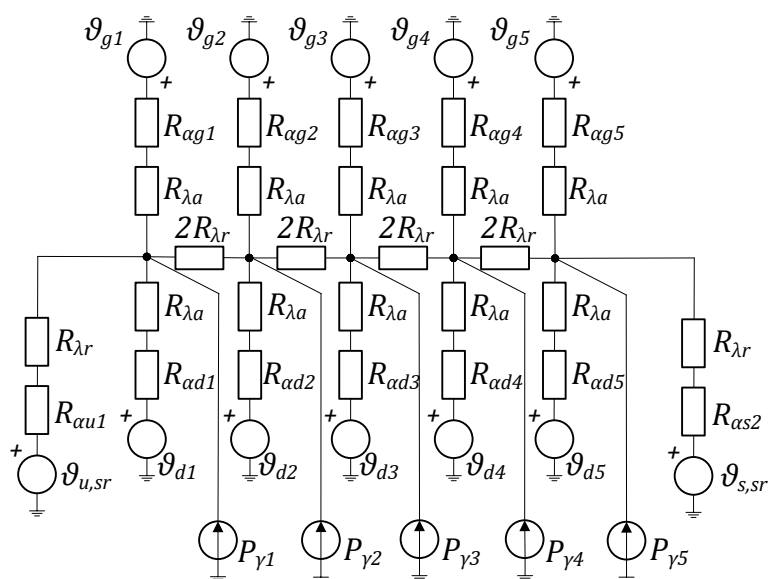
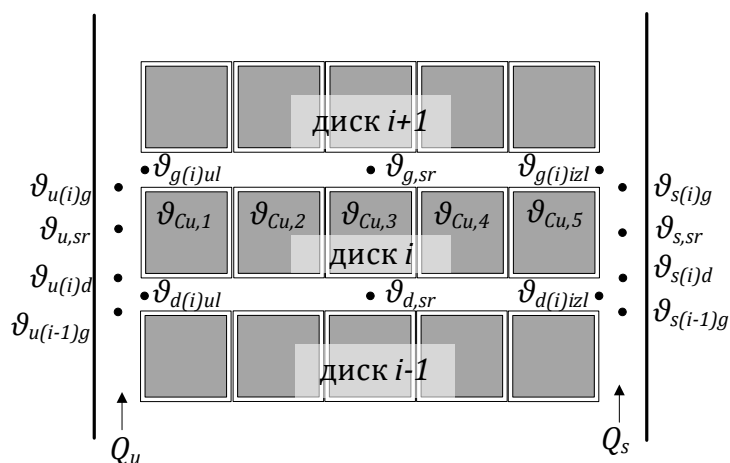


Сл. 4.6 – Еквивалентна хидрауличка шема једне секције цик-цак намотаја

Услед високе топлотне проводности и малих димензија проводника, ДТХМ посматра проводник као изотермичку површ. Температуре проводника су потенцијали чворишта у еквивалентној топлотној мрежи, означене са ϑ_{cu} (и индексима од 1 до 5).

Расподела губитака у намотају, тј. генерисана топлотна снага, представља улаз у ДТХМ. У случају намотаја (где један проводник чини један просторни елемент), за сваки проводник је потребно задати губитке. Пожељно је да се вредност укупних губитака раздвоји на Џулове и додатне губитке услед вихорних струја, тј. да се задају две вредности за сваки проводник, чији је збир једнак укупним губицима, на шеми означеним са P_γ и одговарајућим индексом. Улазни губици су задати на референтној температури. У току итерационих прорачуна, вредност температуре проводника из претходне итерације може се искористити за прерачунавање улазних губитака на локалну температуру (в. једначину (2.14)).

За познате вредности губитака, топлотних отпора и температура уља, помоћу методе потенцијала чворова – једноставном инверзијом матрице долази се до вредности температура у сваком проводнику.



Сл. 4.7 – Топлотна мрежа једног (i -тог) диска

4.3 Хидрауличка и термичка мрежа расхладног система

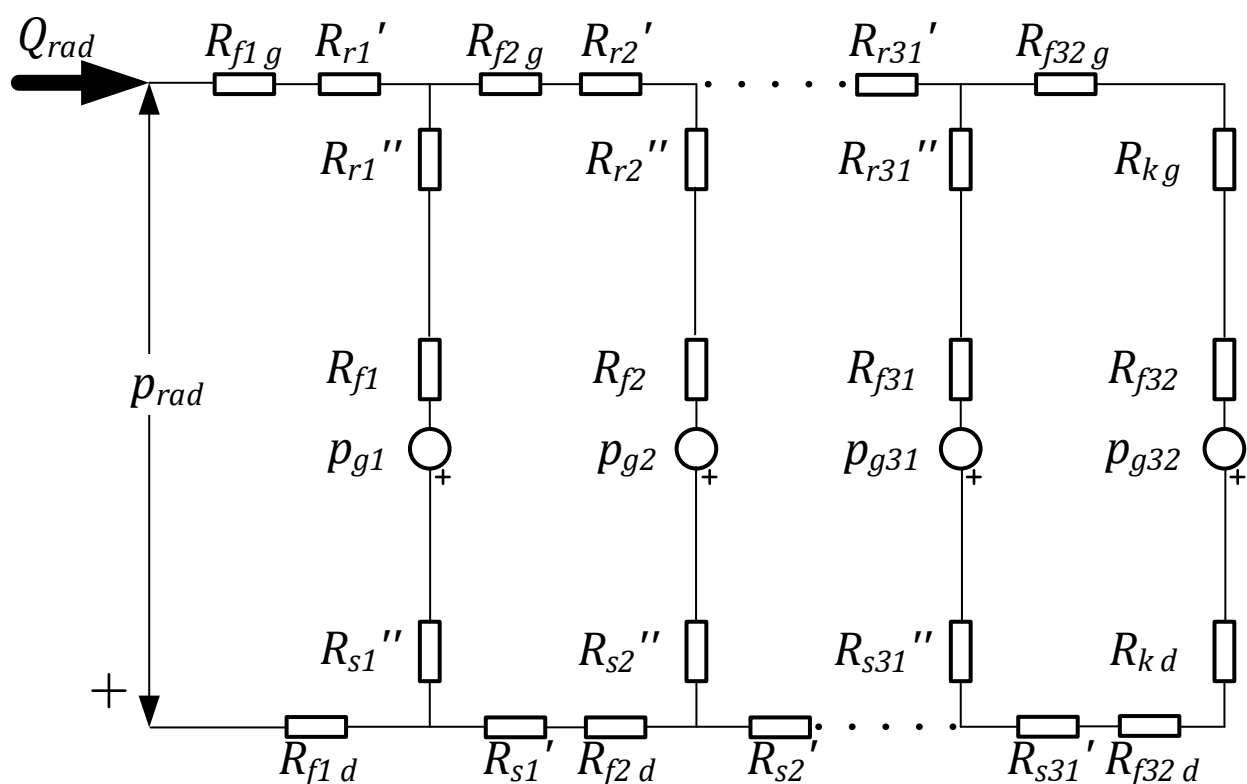
Спољашњи расхладни систем ЕУТ може бити конципиран на различите начине, као што је то представљено у поглављима 2.4.3 и 3. У пракси се најчешће срећу следеће конфигурације:

- компактни хладњаци директно постављени на суд,
- радијатори директно постављени на суд и
- радијатори удаљени од суда, повезани системом цеви (тзв. *radiator bank*).

Хидрауличко и термичко моделовање компактних хладњака се своди на једноставне моделе засноване на каталожким подацима и теорији размењивача топлоте (описане једначинама (4.15)-(4.27) у поглављу 4.1.3). Ови једноставни модели представљају формуле по којима се прерачунавају номинални падови притиска на хладњаку и излазне температуре уља и ваздуха/воде из хладњака у зависности од вредности протока уља и ваздуха/воде и улазних температура уља и ваздуха/воде, као и снаге која се преко размењивача топлоте одводи у околину. Као међупроменљиве у тим прорачунима јављају се коефицијенти преласка топлоте, односно укупни коефицијент преноса топлоте кроз хладњак, на бази облика њихове функционалне зависности за геометрију РТ. Алтернатива овом приступу је израда модела на основу конструкције РТ, али она по правилу није позната.

Термички модел радијатора такође је заснован на теорији размењивача топлоте (описане једначинама (4.15)-(4.27) у поглављу 4.1.3). Хидрауличка шема једног радијатора са 32 плоче, дата је на Сл. 4.8. Слично ознакама на хидрауличким шемама намотаја у претходном поглављу, са R су означени хидраулички отпори, а са p_g гравитационе компоненте притиска. Индексима g и d у ознакама за хидрауличке отпоре назначено је да се ради о елементима „горе“ и „доле“ (у складу са њиховим физичким положајем). Индексима r и s означени су хидраулички отпори при раздвајању и спајању струјница уља на местима где уље из главне цеви радијатора прелази у плоче. Ознаком „'“ означени су хидраулички отпори услед спајања и раздвајања у правцу струјања кроз главну цев, а ознаком „''“ означени су хидраулички отпори услед спајања и раздвајања у правцу струјања од главне цеви ка плочи радијатора. Са f су означени фрикциони губици, укључујући и локалне падове притиска у глави плоче. Са индексом k означене су кривине у последњој плочи.

Итерационим методама одређује се расподела протока између појединачних плоча радијатора при којој су падови притиска дуж сваке путање²⁷ једнаки.

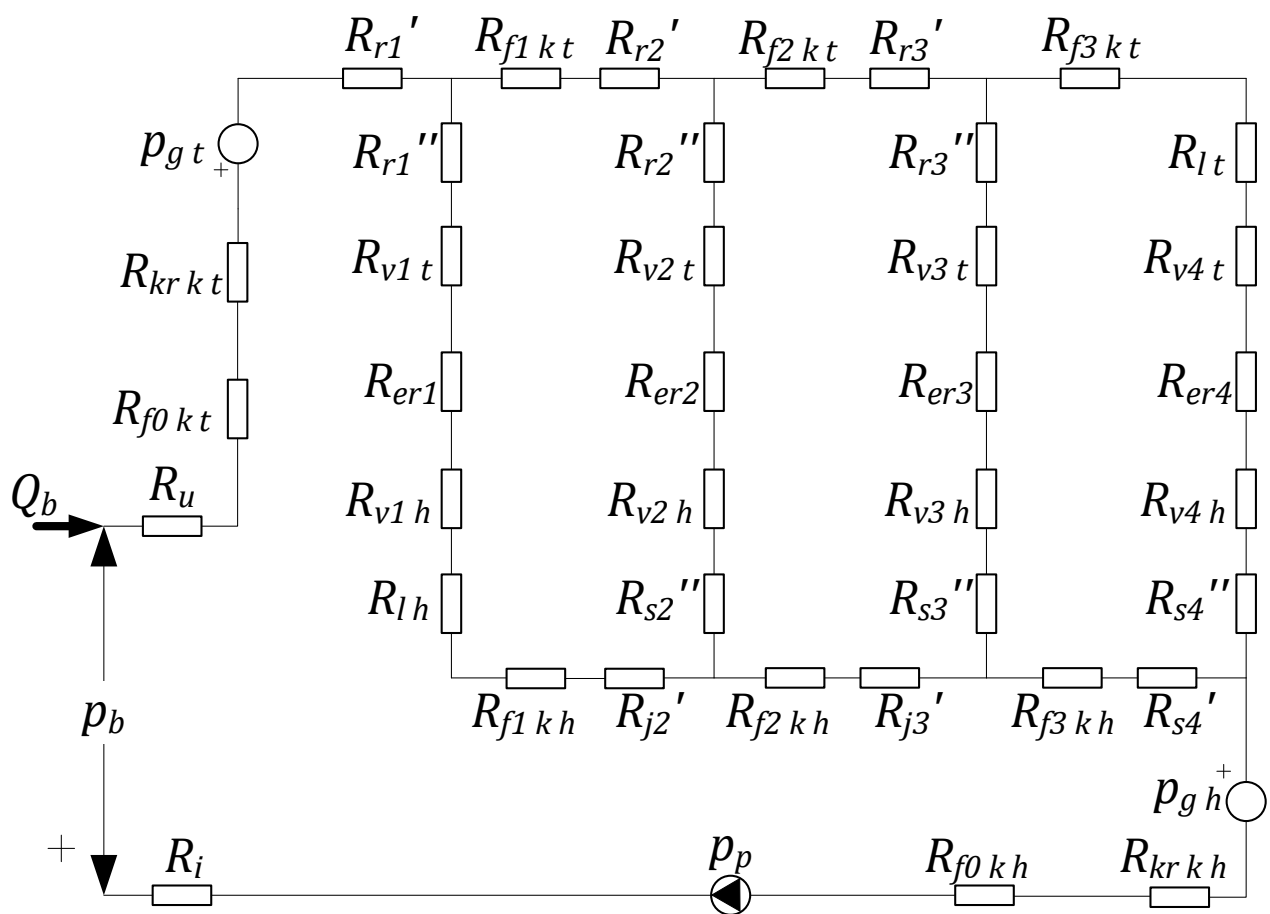


Сл. 4.8 – Хидрауличка шема једног радијатора

Као што је већ напоменуто, радијатори се могу налазити на већој удаљености од суда са којим су у том случају повезани системом цеви. Овако реализована група радијатора у литератури на енглеском језику назива се *radiator bank*. Хидрауличка шема за један типичан случај – блок од четири радијатора повезан *колекторским цевима* тако да су долазна и одлазна колекторска цев са „супротне стране“ (први радијатор гледано са стране долазне цеви је последњи радијатор гледано са стране одлазне цеви), представљен је на Сл. 4.9. У конкретном случају приказаном на слици. Хидрауличким отпорима R_u и R_i моделовани су падови притисака на улазу и излазу у колекторске цеви. Индексом k означени су елементи дуж колекторске цеви. Индекси h и t означавају елементе дуж хладне и топле цеви, респективно. Индексом f су означени фрикциони отпори, индексом v вентили (који се стандардно

²⁷ Једна путања (i-та путања) подразумева суму свих притисака од уласка у радијатор, дуж главне цеви до i-те плоче, кроз i-ту плочу и од i-те плоче, дуж доње главне цеви до уласка у суд.

постављају на главним цевима појединачног радијатора), а индексом kr кривине у колекторским цевима. Елементима R_r и R_s означени су хидраулички отпори услед раздвајања и спајања струјница уља на преласку између колекторске цеви и главних цеви појединачних радијатора. Као и на хидрауличкој шеми појединачног радијатора са „“ означене су компоненте губитака у правцу струјања кроз главну цев (у овом случају колекторску цев), а ознаком „“ компонента губитака ка појединачном радијатору. Индексом l означене су тзв. *лакати кривине* на колекторским цевима на дну прве и на врху последње гране (гледано у правцу струјања уља). Елементи означени са R_{er} представљају еквивалентни хидраулички отпор појединачног радијатора (у који је укључена и гравитациона компонента). Са два елемента који представљају гравитационе компоненте (које постоје у општем случају) моделује се постојање висинске разлике између прикључног места цеви за топло уље на суду и врха радијатора (p_{gt}) и висинске разлике између прикључног места цеви за хладно уље на суду и дна радијатора (p_{gh}). Са p_p означена је уљна пумпа. Бројеви у индексима означавају редни број гране (индекс 0 односи се на секцију колекторске цеви између суда и радијатора).



Сл. 4.9 – Хидрауличка шема групе радијатора

Хидрауличко коло расхладног система може бити и знатно компликованије од оног приказаног на слици Сл. 4.9. Систем цеви може разгранат и на свакој од цеви може постојати више различитих елемената попут вентила, уљних пумпи, кривина и тако даље. Једначине којима се моделују падови притисака у различитим елементима система цеви се могу наћи у стандардним уџбеницима и приручницима који се баве једнодимензионим струјањем флуида.

4.4 Алгоритам рачунарске реализације детаљног термо-хидрауличног модела

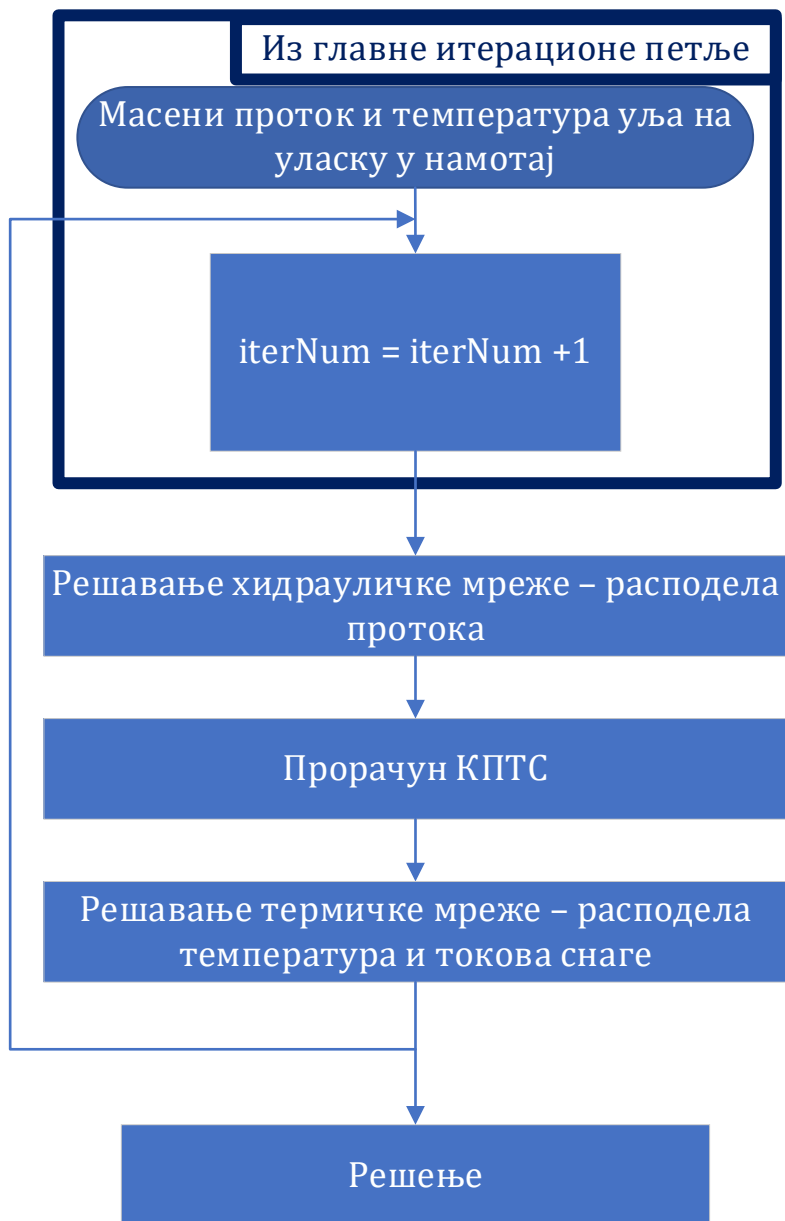
Као што је претходно наведено у овом поглављу, решавање система једначина којима су моделоване термичке и хидрауличке мреже модела подразумева израчунавање протока кроз гране глобалне шеме, улазних и излазних температура сваког елемента, као и детаљну расподелу температуре, притиска и брзина (протока) унутар модела сваког појединачног елемента. На Сл. 4.10 дат је главни алгоритам намењен рачунарској реализацији методе засноване на ДТХМ.



Сл. 4.10 – Рачунарски алгоритам за одређивање масеног протока уља кроз гране глобалне шеме (са $K K$ означен је критеријум конвергенције)

Термички и хидраулички модел намотаја су спрегнути, али је због практичног интереса за убрзањем прорачуна пожељно избећи итеративни процес одређивања протока и температура за сваку нову вредност улазног протока и температуре уља која долази као параметар из главне итерационе петље. У току итеративне процедуре са Сл. 4.10, резултати прорачуна намотаја из претходних итерација се чувају као међурезултати и као улазни подаци у тренутној итерацији. Алгоритам за решавање термичког и хидрауличног модела намотаја дат је на Сл. 4.11. Једно од могућих упрошћења је да се у свакој итерацији прво одређује расподела

протока у намотају (ово такође захтева итерациону процедуру, будући да су једначине хидрауличког модела нелинеарне), при чему се параметри хидрауличког кола одређују на основу температура уља и токова снага губитака одређених у претходној итерацији. Овакав поступак је прихватљив јер су промене масеног протока кроз унутрашње гране у две узастопне две итерације у близини тачке конвергенције мале. Након што се одреди нова расподела протока, одређују се нове вредности КПТС и решава се термичка мрежа. Резултат је детаљна расподела температуре и токова снаге губитака, које се памте као улази за прорачуне у следећој итерацији или као коначан резултат у случају да су конвергенциони критеријуми испуњени.



Сл. 4.11 – Рачунарски алгоритам за решавање термичког и хидрауличког модела намотаја

5 Старење папирне изолације ЕУТ и студија заснована на експерименталним истраживањима

Чврста изолација великих ЕУТ најчешће се производи од целулозних материјала – намотаји су најчешће изоловани папирном изолацијом, а изолациони цилиндри, аксијални и радијални одстојници су направљени од трансформаторских плоча. За веће ЕУТ, маса целулозних материјала чини око 15-20% масе уља [57]. Током експлоатације ЕУТ долази до пропадања целулозних материјала. Овај процес назива се *старење изолације (insulation ageing)*. Остарели материјал услед *деполимеризације (пада вредности степена полимеризације*²⁸ – *degree of polymerization DP*²⁹) губи своја механичка и изолациона својства, услед чега се повећава могућност диелектричног пробоја при пренапонима, а у екстремним случајевима – до диелектричног пробоја и при радним напонима. Разматрања у овом поглављу се односе на целулозни тип изолације, као најраспрострањенији у пракси.

Најважнији параметар који утиче на старење изолације је промена највише температуре трансформаторских намотаја (што је препознато и у IEC и IEEE стандардима [12, 58]). Осим тога, на стање изолације утиче и садржај влаге и кисеоника, као и киселина. Резултати истраживања утицаја концентрације влаге, кисеоника и киселина приказани су у литератури [59, 60, 61, 62], а њихов утицај је препознат и у важећем IEC стандарду [12].

Постоји низ аспеката планирања за које је потребно да оператор ЕУТ буде упознат са стањем ЕУТ, између осталог и са његовим преосталим животним веком (RUL). Стање чврсте изолације практично је пресудни фактор у одређивању RUL ЕУТ. Уколико је вредност DP папирне изолације ЕУТ нижа од неке граничне вредности (типично, као гранична вредност узима се 200), сматра се да је RUL тог ЕУТ једнак нули, односно да је ЕУТ достигао крај свог животног века.

Одређивање стања папирне изолације, односно вредности DP, се може извршити лабораторијским мерењима на узорку парчета папирне изолације узетог са намотаја ЕУТ. Како би се дошло до овог узорка, потребно је одвојити ЕУТ са мреже, источити уље из суда, и узети физички узорак парчета папира са намотаја. Читава процедура, из очигледних разлога, није погодна – мора се планирати искључење трансформатора, извршити захтевни радови (истакање уља, отварање суда), и са собом носи ризик како због влажења услед излагања изолације амбијенталној влази, тако и због инвазивног уклањања изолације.

У последње време интензивира се развој алтернативних метода одређивања стања папирне изолације и RUL, које могу да дају ову информацију на лакши и мање ризичан начин.

При деградацији целулозних материјала долази до стварања различитих хемијских једињења чија је концентрација у уљу у корелацији са стањем папирне изолације (вредности DP). Постоје методе засноване на мерењима концентрације различитих хемијских једињења [63, 64]. Сматра се да концентрација фурана³⁰ у уљу представља најпоузданији показатељ степена деградације папирне изолације [65, 66, 67]. Пракса је показала да на концентрацију фурана у уљу утиче низ фактора, као што су историја промене температуре најтоплије тачке, расподела температуре по висини намотаја и садржај воде, кисеоника и киселина. Наведени фактори утичу и на промену стања папирне изолације, тако да је од великог практичног интереса истражити да ли, и каква, веза постоји између промене стања изолације и фурана растворених у уљу.

²⁸ Овде се прећутно мисли на *средњу вредност* степена полимеризације – квантитативну меру усредњене дужине полимерских ланаца измерених у узорку

²⁹ Број којим се изражава DP представља средњи број мономерских анхидроглукозних јединица (*Anhydroglucose unit*, AGU) у полимерима целулозе посматраног узорка.

³⁰ Фурани су петочлана хетероароматична органска једињења.

За потребе ЈП „Електропривреда Србије“ (ЕПС) извршена је студија чији је циљ био развој неинвазивне методе за процену RUL и унапређења процене стања, расположивости, поузданости и погонске спремности ЕУТ. Основна хипотеза је била да се на основу концентрације фурана растворених у уљу, уз уважавање почетног садржаја влаге у папирној изолацији намотаја ЕУТ може одредити тренутна вредност DP, самим тим и проценити RUL ЕУТ.

У склопу студије, извршени су експерименти на пару специјално направљених ЕУТ. Ова два ЕУТ су почетно имали различит садржај влаге (један ЕУТ је имао око 1% воде, а други око 4%). Експерименти су трајали 460 дана, током којих је највиша температура намотаја одржавана на приближно 105°C. Такође, паралелно са испитивањима на трансформаторима, вршени су и контролни огледи на лабораторијским моделима под сличним условима (температура и садржај влаге) као и оним у којима су били експериментални ЕУТ.

Један од два главна резултата студије су изрази који повезују вредност DP и концентрације фурана, формулисани на основу резултата експеримената на два ЕУТ и на лабораторијском моделу.

Осим везе између концентрације садржаја фурана у уљу и вредности DP, представљена је и модификација добро познате Аренијусове једначине [68] којом се моделује деградација папирне изолације у функцији температуре и садржаја влаге. Мерене вредности DP и вредности добијене коришћењем модификоване Аренијусове једначине са оптималним параметрима су упоређене са вредностима DP добијеним коришћењем параметара Аренијусове једначине, заснованим на истраживањима објављеним у серији радова [69, 70, 71], након којих је предложена процедура за процену RUL, дата у [72].

Делови резултата ове студије, који се детаљније приказују у наставку дисертације, објављени су у [73, 74, 75, 76].

5.1 Кварови услед старења изолације

У техничком извештају [77], за статистички узорак од око 150 кварова на ЕУТ у САД, као један од економски најугицајнијих (пре свега у смислу веома високе цене по квару, али и по релативној учестаности настанка квара у односу на друге узроке) узрока кварова ЕУТ је старост папирне изолације. У извештају, (в. Сл. 5.1) графички су представљени учестаност различитих узрока квара ЕУТ, као и прилагођене (пондерисане) вредности штете услед њих.

Папирна изолација у поодмаклом стадијуму деградације постаје механички крта, добија карактеристично тамно браон боју и њене изолационе способности постају значајно умањене. Са смањењем изолационих способности материјала долази до пораста могућности настанка паралелног електричног лука, диелектричног пробоја и кратког споја.

5.2 Хемијске реакције

Целулозна чврста изолација ЕУТ се производи у такозваном *крафт* процесу и скоро је у потпуности чине целулозна влакна – природни полимер глукозе. Целулозни материјали временом пропадају, тј. долази до прекидања веза у дугим полимерским ланцима.

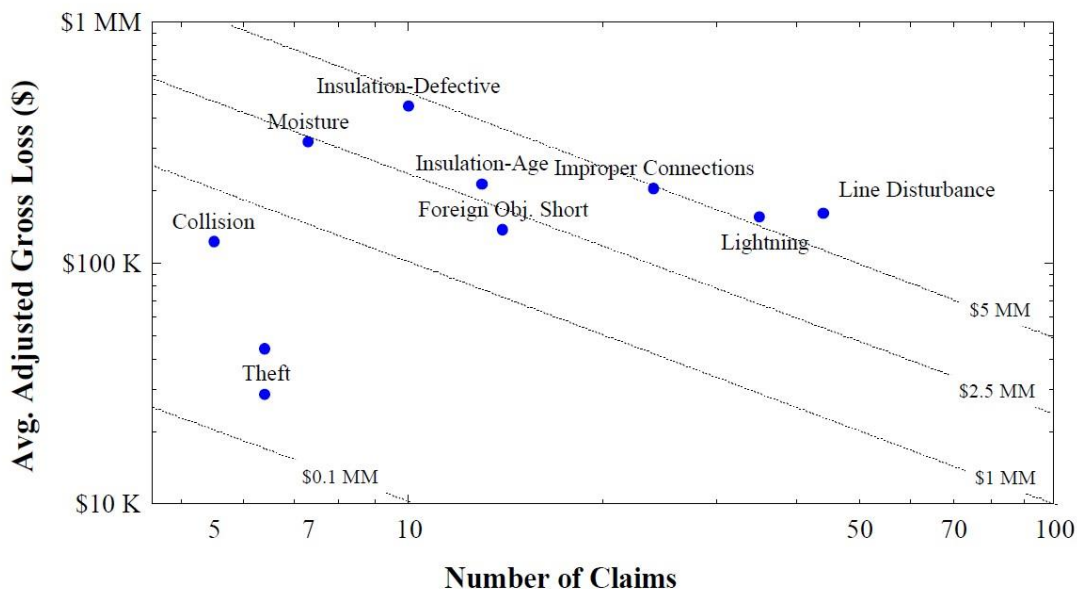
Брзина старења чврсте целулозне изолације ЕУТ доминантно зависи од четири кључна фактора [78]:

- температуре,
- садржаја кисеоника,
- садржаја влаге и
- садржаја киселина.

При високим температурама и високом садржају кисеоника, влаге и киселина, реакција деполимеризације се значајно убрзава. На Сл. 5.2 приказани су механизми разградње целулозних макромолекула (представљени у [78]).

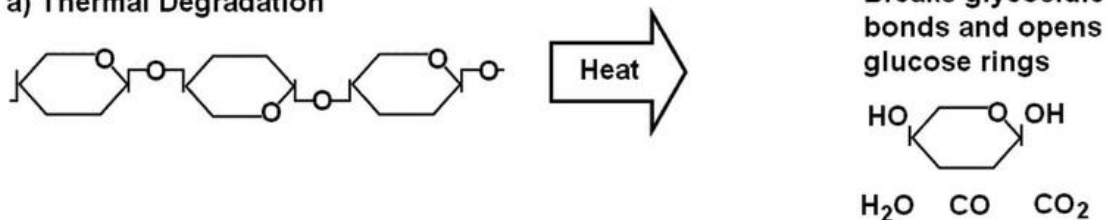
Transformer Failure Data in Frequency/Severity Format

HSB Claims: USA 1995-2000

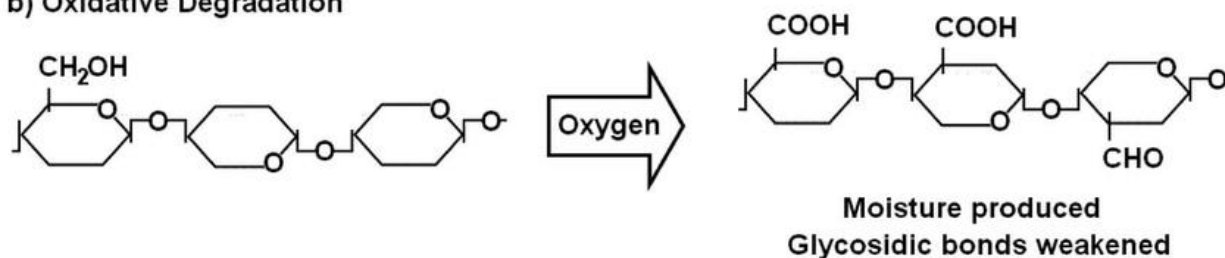


Сл. 5.1 – Учестаност (апсциса – укупни број регистрованих случајева) и усредњена цена квара ЕУТ (ордината – у америчким доларима), по узроку квара; старење изолације је означено са *Insulation-Age* (слика је преузета из [77])

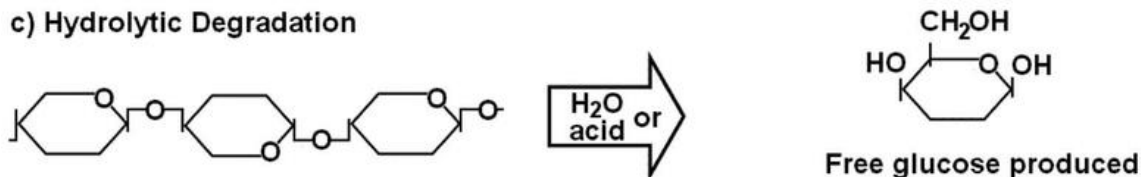
a) Thermal Degradation



b) Oxidative Degradation



c) Hydrolytic Degradation



Сл. 5.2 – Механизми деградације полимерских ланаца целулозе, шема преузета из [78]

Ослобођени глукозни мономери даљњим хемијским реакцијама прелазе у фуране и друга једињења (воду и гасове). При хемијским анализама фурана насталих разградњом папирне изолације у ЕУТ, најчешће се мери пет фуранских једињења:

- 2-фурфуралдехид (2-FAL),
- 2-ацетилфуран (2-ACF),
- 5-метил-2-фурфуралдехид (5M2F),
- 2-фурфурол (2-FOL) и
- 5-хидроксиметил-2-фурфуралдехид (5H2F),

при чему је уобичајено да је концентрација 2-FAL значајно виша од концентрације осталих једињења.

5.3 Аренијусова једначина

Брзина хемијских реакција се описује Аренијусовом једначином (*Arrhenius equation*) [68]:

$$k = Ae^{-\frac{E_a}{RT}}, \quad (5.1)$$

где је k константа брзине хемијске реакције (1/h), A предекспоненцијална константа (1/h), E_a активациона енергија хемијске реакције (J/mol), R универзална гасна константа (8,31 J/(K·mol)), а T апсолутна температура (K).

Кинематика термичке разградње папирне изолације је у основи условљена брзином хемијских реакција. Аренијусова једначина је, стога, и основна једначина којом се моделује ова појава (што је препознато и у анексу А, важећег ИЕС стандарда [12]). Вредност DP при константним радним условима опада експоненцијално у времену:

$$\frac{1}{DP_\tau} - \frac{1}{DP_0} = Ae^{-\frac{E_a}{RT}} \cdot \tau, \quad (5.2)$$

где је DP_0 почетна вредност DP, τ време трајања реакције, а DP_τ вредност DP након времена τ . Вредности E_a и A у суштини могу бити функција различитих параметара који карактеришу хемијске реакције, о чему ће бити више речи у поглављу 5.8.

У стандарду [12] се појављују и два поједностављена израза за одређивање релативне брзине старења ЕУТ (V), за регуларан папир (*non-thermally upgraded paper*) стандард сматра да важи Монтсингеров закон старења (5.3), а за папир са термички побољшаним карактеристикама (*thermally upgraded paper*) дат је експоненцијални израз (5.4):

$$V = 2^{(\theta_h - 98)/6}, \quad (5.3)$$

$$V = e^{\left(\frac{15000}{110+273} - \frac{15000}{\theta_h+273}\right)}, \quad (5.4)$$

где је θ_h највиша температура (*hot-spot* температура) намотаја (°C). При температурама од 98°C (за регуларан папир) и 110°C (за папир са термички побољшаним карактеристикама) вредности релативне брзине старења су једнаке 1, односно папирна изолација стари номиналном брзином. Изразом (5.3) једноставно је дефинисано да се за повећање температуре од 6°C брзина старења удвостручава, док је релативна брзина старења папира са термички побољшаним карактеристикама дефинисана према дефинисаном називном животном веку од 15000 радних сати.

5.4 Концепт експеримента, конструкција огледних енергетских уљних трансформатора

Време трајања експерименталног дела студије је било ограничено. Сам експеримент, тј. време које су ЕУТ провели под оптерећењем, укупно је трајао 460 дана. Како би динамика физичких и хемијских промена била што боље сагледана, план је био да RUL ЕУТ на крају експеримента буде што мањи, и из тог разлога оптерећење трансформатора и највиша температура намотаја требали су константно бити виши од номиналних (највећи део животног века HS температура је била виша од 100°C). Након 460 дана рада при овим повишеним температурама животног век трансформатора на крају студије био би практично на свом крају. Поред потребе да се експеримент скрати у односу на стварни животног век трансформатора (он уобичајено износи преко 30 година), објекат студије није био велики ЕУТ, из финансијских разлога. Снага огледног трансформатора је одабрана као компромис између цене и потребе да се изврши експеримент на основу кога се могу донети закључци примењиви на велике ЕУТ.

Дакле, експериментални ЕУТ су морали бити јефтинији или другим речима – релативно мали. Номинална снага два двонамотајна (НН и ВН) трофазна трансформатора на којима су вршени експерименти је 300 kVA. Номинални напони су 6,75/0,39 kV/kV, спрега ZNyn(0), са седмоположајним регулатором напона, при чему су и фазни померај и преносни однос променљиви. Номинална фреквенција је 50 Hz, а напон кратког споја 6%.

Ради остварења услова у „малом експерименталном трансформатору“ снаге 300 kVA који одговарају реалним трансформаторима у мрежи (средњих снага до неколико десетна MVA, и великих трансформатора снага преко 100 MVA), трансформатор снаге 300 kVA није пројектован и израђен на начин уобичајен за трансформаторе ове снаге.

Пре свега, дефинисан је минимални однос масе целулозних материјала и масе уља (око 15%), карактеристичан за веће ЕУТ. Изолација оба намотаја је направљена од стандардног крафт папира, чија је максимално трајно дозвољена температура³¹ 98°C. Укупна маса папирне изолације, аксијалних и радијалних одстојника и цилиндара од трансформаторских плоча била је 29,83 kg, а заједно са конструкционим елементима од пуног дрвета – била је 60,17 kg. Укупна маса уља Nynas Nytro 4000X[®], чије су карактеристике дате у Таб. П 1.4 у прилогу П 1.4, била је 350 kg. Маса целулозе у намотајима чини 8,52% масе уља, а укупна масе целулозе чини 17,19% масе уља.

Други специфичан захтев био је да градијент температуре уља по висини намотаја мора бити знатно виши од оних које уобичајено имају ЕУТ снаге око 300 kVA. Из овог разлога, намотаји су веома високи и танки. Планирано је да градијент температуре по висини буде око 10 K (у огледу загревања измерена вредност градијента температуре била је 10,2 K). Иако је ова вредност нижа од градијента уља по висини трансформатора за велике ONAN ЕУТ (које су око 20 K), представља одређени компромис будући да је разлика температура од 10 K довољна да брзина деградације папирне изолације на дну намотаја буде видљиво спорија од оне на врху намотаја.

Концепт експеримента је био да трансформатор уз високо струјно оптерећење ради при номиналном напону, како би на тај начин изолација била подвргнута дејству електричног поља. Због тога експеримент није вршен на трансформаторима у кратком споју, већ су трансформатори на жељени начин оптерећени у нерегуларном паралелном раду, реализованом помоћу регулатора напона на ВН намотају и Z-спреге. Примењеним решењем постигнуто је да се из мреже покривају само губици снаге и реактивна снага магнетног трансформатора. У осмишљавању идеје оптерећивања и њеној разради аутор ове дисертације није учествовао, решење није јавно доступно, због чега се неће приказати детаљи.

³¹ тачније температура при којој је старење једнако номиналном;

Магнетско коло трансформатора је тростубно, типа језгро.

НН намотај, ближи језгру, слојног је типа, без радијалних канала (в. Сл. 2.13 а)). Двослојни (два радијална проводника у паралели) НН намотај изведен је проводником правоугаоног попречног пресека $15 \times 4 \text{ mm}$, са двоструком дебљином папирне изолације $0,4 \text{ mm}$. НН намотај има 46 аксијално постављених навојака.

ВН намотај је спољашњи намотај (ближи суду трансформатора). Намотај је колутни, са радијалним каналима, али без баријера за усмеравање протока уља (в. Сл. 2.13 б)). Правоугаони проводник, димензија $8 \times 1 \text{ mm}$, изолован је крафт папиром, двоструке дебљине изолације $0,4 \text{ mm}$. Између свака два диска налази се радијални уљни канал ширине 2 mm (нешто је шири око дискова у којима су изводи). На једном стубу магнетског кола налазе се навојци две фазе ВН намотаја, постављени у два аксијална дела. При томе, доњи део садржи седам извода повезана са регулатором напона, помоћу којег се регулише струја оптерећења, уз остварење напона, чиме трансформатор ради у условима блиским погонским. Приближно, повећањем степена промене преносног односа, за сваки корак струја оптерећења се повећава за $2,7\%$. Конструкција суда ЕУТ такође је била наменски израђена. Како би се омогућио лакши приступ намотајима приликом узимања узорка папирне изолације, омогућено је да се странице суда експерименталних ЕУТ могу уклонити. С обзиром на то да је ВН намотај спољашњи (ближи суду), за потребе анализе DP узимани су узорци папирне изолације са ВН намотаја.

Директно на суд трансформатора постављено је пет радијатора. Четири радијатора су имала по 6 плоча, а пети 7. Како би се створила додатна могућност за регулацију температуре трансформатора, поред могућности да се регулише струја оптерећења променом положаја регулатора напона, три радијатора су имала вентиле за регулацију протока уља.

Намотаји два трансформатора су сушени одвојено. Након сушења, садржај воде у папиру једног трансформатора био је око 1% , а у другом око 4% .

Температура намотаја праћена је у реалном времену. Коришћен је осмоканални систем FOTEMP8 Trafo, произвођача OPTOCON. Сензори су типа TST/2, са GaAs полупроводничким врхом. Мерни опсег система је $+10^\circ\text{C}$ до $+250^\circ\text{C}$, тачност $\pm 0,5^\circ\text{C}$, а резолуција $0,1^\circ\text{C}$.

У сваки експериментални трансформатор уграђено је 6 FO сензора који су постављени на следеће локације:

- Положај највише температуре ВН намотаја, у средњој фази (C1),
- Положај највише температуре ВН намотаја, у бочној фази (C2),
- Положај највише температуре НН намотаја, у средњој фази (C3),
- Спољашњу површ горњег диска ВН намотаја, у средњој фази (C4),
- Спољашњу површ доњег диска ВН намотаја, у средњој фази (C5) и
- У уљни канал између ВН и НН намотаја, у средњој фази (C6).

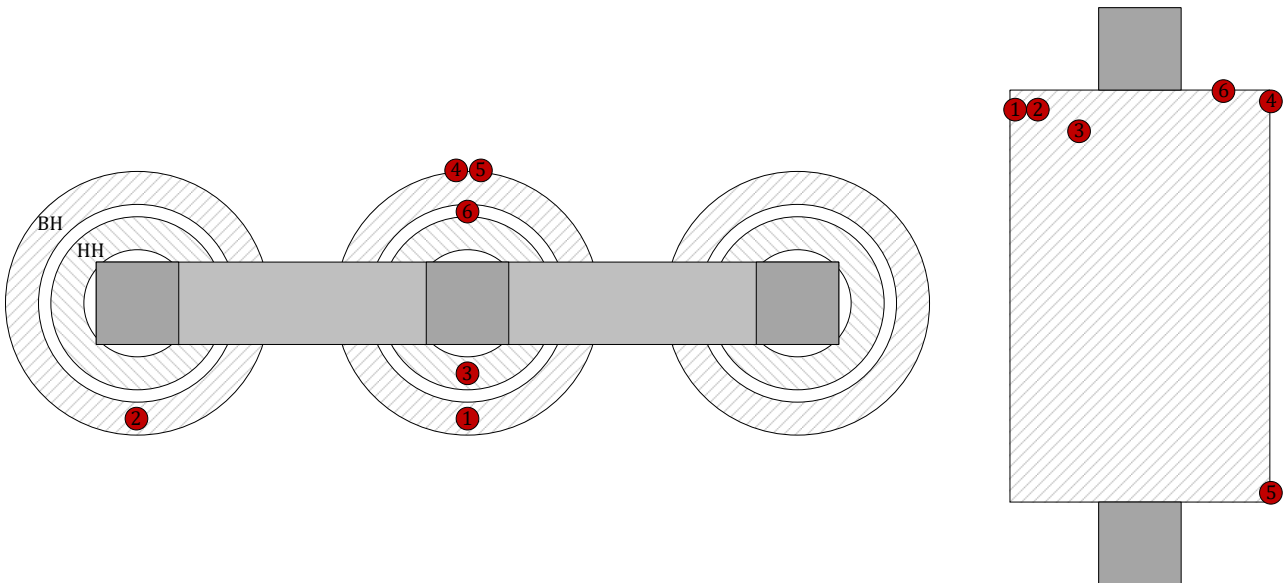
Положај 6 FO сензора илустрован је на Сл. 5.3. Положај места највиших температура НН и ВН намотаја одређена је симулацијом рачунарским програмом HoST Calculus, заснованом на ДТХМ. На Сл. 5.4 дата је расподела температура намотаја при номиналним радним условима. У НН намотају, највиша температура се очекује у шестом навојку одозго, у спољашњем проводнику, а у ВН намотају у другом диску одозго, у шестом проводнику у диску.

Два експериментална ЕУТ (Сл. 5.5) су направљена у Фабрици трансформатора „Минел Динамо“, у Барајеву.

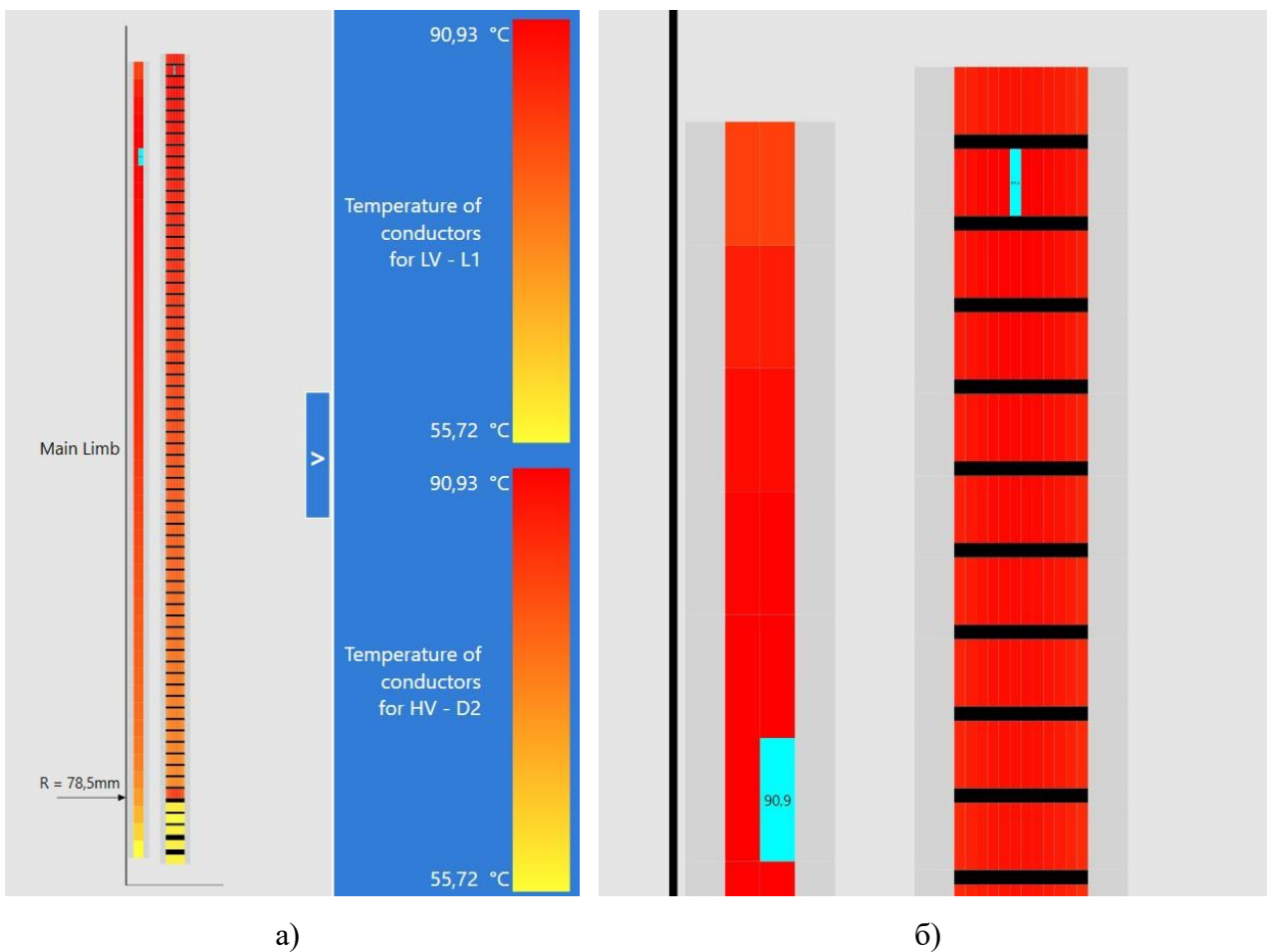
Експеримент је спроведен у средњенапонском постројењу Термоелектране „Никола Тесла Б“ (Сл. 5.6).

Осим температуре мерених FO сензорима, у току експеримента континуално су мерени и:

- релативни садржај воде у уљу (RS , изражен у %), помоћу капацитивног сензора постављеног на НН намотај, на приближно трећини његове висине,
- напони НН намотаја и
- струје НН и ВН намотаја.



Сл. 5.3 – Положај ФО сензора (лево – поглед одозго, десно – поглед са стране)



Сл. 5.4 – Расподела температура намотаја при номиналним радним условима (а) по висини оба намотаја, б) детаљ на врху намотаја, где се налазе највише температуре које су посебно означене) израчуната програмом HoST Calculus



а)



б)

Сл. 5.5 – Експериментални енергетски уљни трансформатори у Фабрици трансформатора „Минел Динамо“ (а) експериментални трансформатори на уласку у сушач, б) постављање фибер-оптичких сензора за мерење температуре)



Сл. 5.6 – Експериментални енергетски уљни трансформатори постављени у Термоелектрани „Никола Тесла Б“

5.5 Контролни лабораторијски оглед

Експериментално истраживање процеса деградације папирне изолације у лабораторијским условима је јефтиније и лакше за спровођење од експеримената на реалном ЕУТ. Из наведених разлога, већина истраживања у овој области је рађена на лабораторијским моделима. У техничкој брошури [66] дате су криве старења за одређивање вредности DP на основу концентрације фурана (конкретно једињења 2-FAL) у уљу дате, дефинисане на основу резултата лабораторијских истраживања. Подухват експеримената на реалном трансформатору снаге 300 kVA због тога се може карактерисати као велики и значајан, јер су

услови експеримента били много ближи реалним условима у трансформатору у односу на експерименте које је могуће спровести у лабораторијским условима.

Паралелно са експериментима на реалним експерименталним ЕУТ, вршени су и експерименти у лабораторијским условима.

Два ерленмајера су напуњена истим трансформаторским уљем као и експериментални ЕУТ (Nynas Nytro 4000X[®]), у које су постављени бакарни проводник изолован крафт папиром, трафо-лим и трансформаторска плоча. При томе, међусобни однос масе наведених материјала приближно одговара односима маса у експерименталним ЕУТ. Пре свега, однос масе уља према маси целулозних материјала је био 9:1. Почетни садржаји воде у папиру такође одговарају оним који су дефинисани за трансформаторе – 1% за први ерленмајер и 4% за други (садржај воде у целулозним материјалима и уљу је измерен на основу тест метода дефинисаним у [79]).

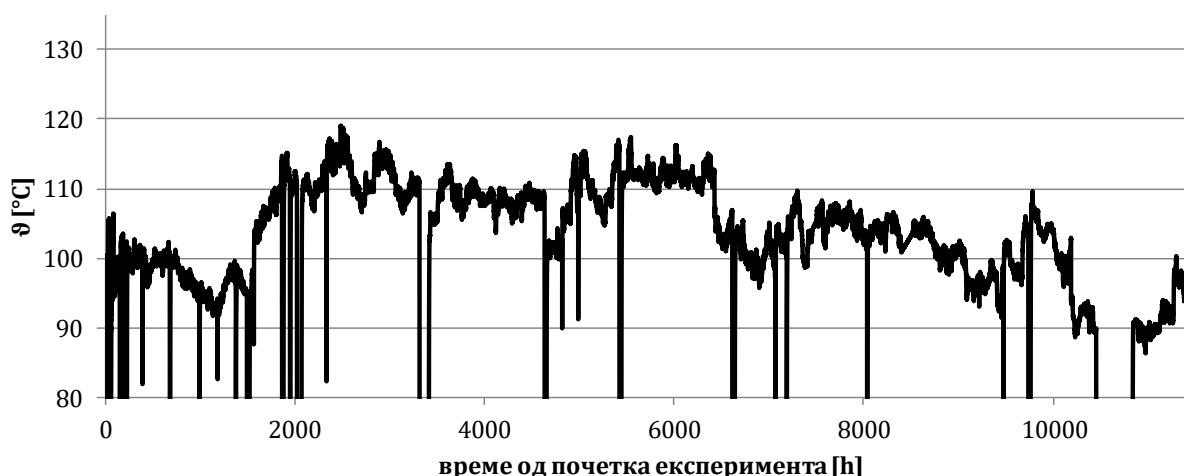
Како би се симулирало такозвано *дусање* трансформатора, у ерленмајерима је задржана извесна количина ваздуха (симулација такозваног *tank blanket*), након чега су ерленмајери херметички затворени.

Овако припремљени огледни модели су постављени у пећ и загревани су на константној температури од 105°C, која одговара очекиваној вредности највише температуре намотаја у експерименталним трансформаторима.

У току експеримента, ниво кисеоника³² у ерленмајерима одржаван је повременим додавањем свежег ваздуха. Поред смањења нивоа кисеоника током лабораторијских експеримената, у ерленмајеру са вишим садржајем воде, удео воде се током експеримента значајно смањивао. Стога је у крафт папир повремено додавана вода (тачније, папир је *овлажван*) како би се ниво воде одржавао приближно константним.

5.6 Ток и резултати експеримената

Током времена су праћене промене температуре мерене ФО сензорима. На Сл. 5.7 и Сл. 5.8 дата је промена температуре у току експеримента, на месту на којем је очекивана највиша температура ВН намотаја (позиција сензора С1, в. Сл. 5.3), за експериментални трансформатор са 1% и 4% воде, респективно.



Сл. 5.7 – Температура мерена ФО сензором на месту највише очекиване температуре ВН намотаја, фазе А трансформатора са 1% почетног садржаја воде у папиру

³² Ниво кисеоника током лабораторијских експеримената је опадао услед везивања кисеоника током хемијских реакција.



Сл. 5.8 – Температура мерена FO сензором на месту највише очекиване температуре ВН намотаја, средње фазе трансформатора са 4% почетног садржаја влаге у папиру

Иницијална идеја је била да температуре константно буду око 120°C, међутим, због појаве релативно високе концентрације водене паре у експерименталном трансформатору са вишим садржајем влаге, циљана температура је спуштена на 105°C.

Узорци уља и целулозних материјала су узети са експерименталних трансформатора непосредно пре пуштања у рад (практично „нултог“ дана експеримента), а затим након 130, 180, 300, 400 и 460 дана (за трансформатор са вишим садржајем влаге узет је и узорак папирне изолације након 60 дана). Узорци контролних лабораторијских експеримената такође су узети пре почетка огледа, а затим и након 11, 25, 40, 60, 130 и 180 дана за ерленмајер са вишим садржајем влаге односно након 0, 25, 60, 130, 180, 300 и 400 дана за ерленмајер са нижим садржајем влаге.

Узорци папира су узимани са спољашње површи дискова на врху, из средине и са дна ВН намотаја, са све три фазе. За ове узорке, извршена су мерења вредности DP и садржаја влаге. Истовремено, из узорка уља, измерена је концентрација фурана.

Промена вредности садржаја влаге у папирној изолацији експерименталних трансформатора одређен је директним мерењем Карл Фишер титрацијом (у складу са међународним стандардом [80]). Вредности садржаја воде у папиру, за трансформатор са почетним садржајем од 1% и 4%, дати су на Сл. П 2.1 и Сл. П 2.2 прилога П 2. Уочљива је неуниформна дистрибуција садржаја воде у папиру по висини намотаја. Овај феномен је уочен и описан у литератури [81, 82]. Вредности садржаја воде у папиру, усредњене по висини намотаја и по све три фазе, дате су у Таб. 5.1.

Мерењем су провераване и карактеристике уља. Садржај киселина је (од нулте вредности за ново уље на почетку експеримената) до краја експеримента достигао умерене вредности и у лабораторијским експериментима и у трансформаторима – 0,05-0,07 mgKOH/g. Ове вредности указује на умерено старење уља.

Садржај кисеоника у уљу за оба трансформатора је био низак (мање од 4000 mg/kg), док је у лабораторијским моделима био значајно виши (средња вредност је била 14000 mg/kg).

Као што се може видети у Таб. 5.1, садржај воде у папирној изолацији се мења у току експлоатације. Након значајног пораста садржаја воде у папирној изолацији на 2,5% у првих 120 дана експеримента, садржај воде у експерименталном трансформатору са нижим садржајем влаге се смањило и стабилизовао на око 1,5%. У трансформатору са вишим садржајем влаге, садржај воде је опадао, и при крају експеримента имао вредност нешто нижу од 3%.

Таб. 5.1 – Садржај воде у папиру, усредњене вредност мерења, за трансформаторе са 1% и 4% почетног садржаја воде у папиру

Време трајања експеримента (дана)	Измерени садржај воде у папиру, средња вредност (почетни садржај воде 1%) (%)	Измерени садржај воде у папиру, средња вредност (почетни садржај воде 4%) (%)
0	1,15	4,53
130	2,50	3,53
180	1,14	2,19
300	1,54	3,02
400	1,72	2,84
460	1,41	2,86

Вредности измереног DP, за све три фазе оба експериментална трансформатора, такође за три различите висине (на врху, дну и у средини намотаја) ВН намотаја, дате су на Сл. П 2.3 и Сл. П 2.4 прилога П 2. Почетна вредност DP папирне изолације у трансформатору са 1% почетног садржаја воде била је 997, а у трансформатору са 4% почетног садржаја воде била је 1092. У Таб. 5.2 дата је промена најниже вредности DP (фаза А трансформатора са нижим садржајем влаге и фаза Б трансформатора са вишим садржајем влаге, на врху намотаја) ВН намотаја за оба експериментална трансформатора.

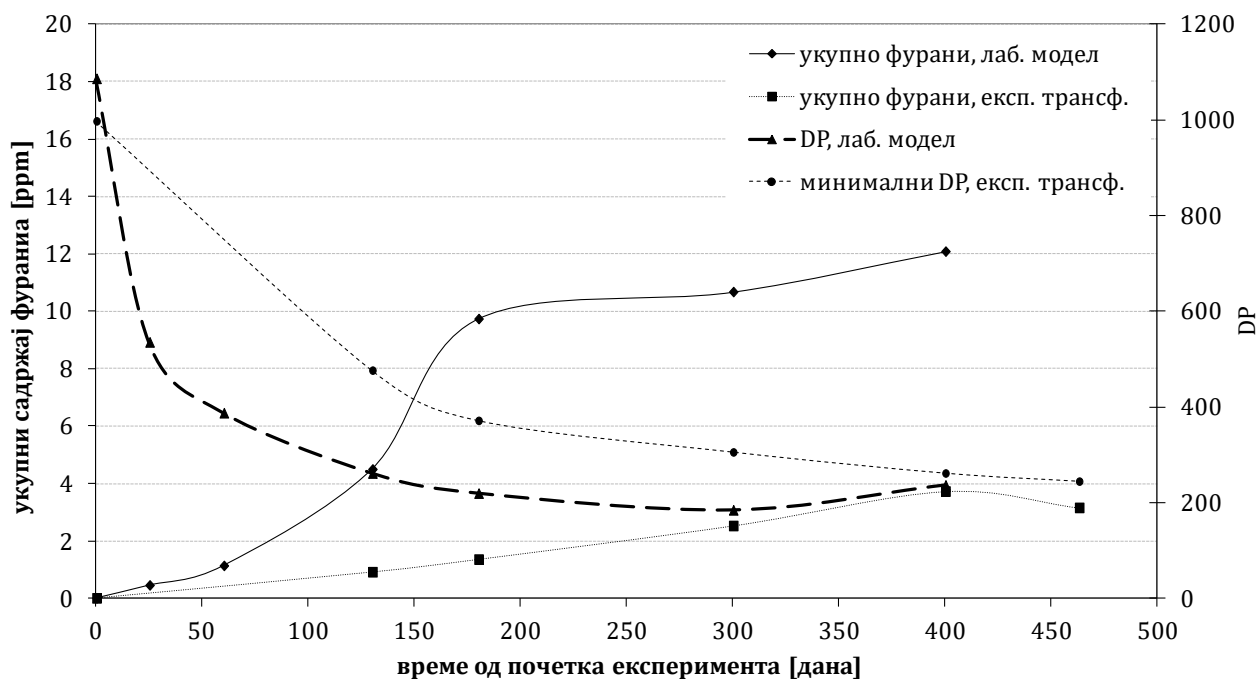
Таб. 5.2 – Минимална вредност DP за трансформаторе са 1% и 4% почетног садржаја воде у папиру

Време трајања експеримента (дана)	Минимална вредност DP (почетни садржај воде 1%) (%)	Минимална вредност DP (почетни садржај воде 4%) (%)
0	997	1092
60	/	469
120	476	221
180	371	202
300	305	177
400	261	160
460	244	154

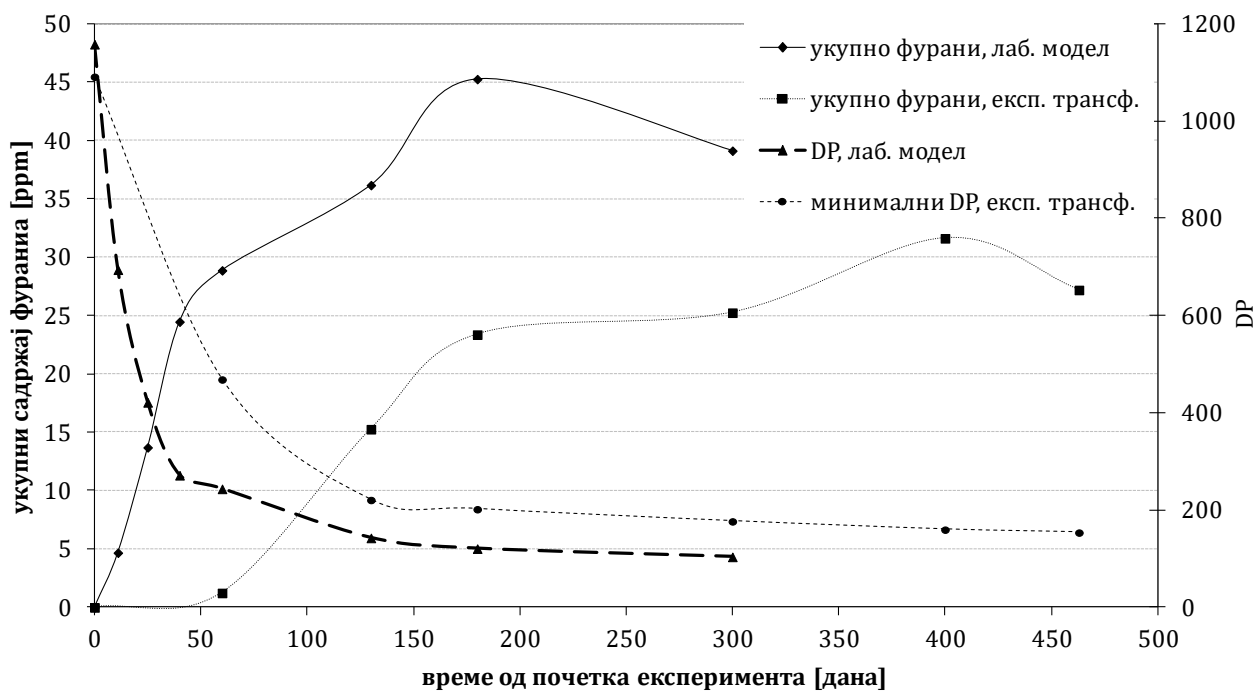
5.7 Корелација вредности степена полимеризације и концентрације фурана

На Сл. 5.9 дата је временска промена вредности минималне вредности DP и укупне концентрације фурана растворених у уљу за експерименталне трансформаторе са 1% (слика а)) и 4% (слика б)) почетног садржаја влаге у папирној изолацији. Поред промене вредности DP и концентрације фурана за експерименталне трансформаторе, на сликама су дате и промене ових параметара за контролне лабораторијске експерименте.

На Сл. 5.10 дата је функција зависности минималне и средње вредности DP експерименталних трансформатора, као и вредност DP лабораторијског модела од укупне концентрације фурана у уљу(за експерименте са нижим почетним садржајем влаге на слици а) и за експерименте са вишим почетним садржајем влаге на слици б)).

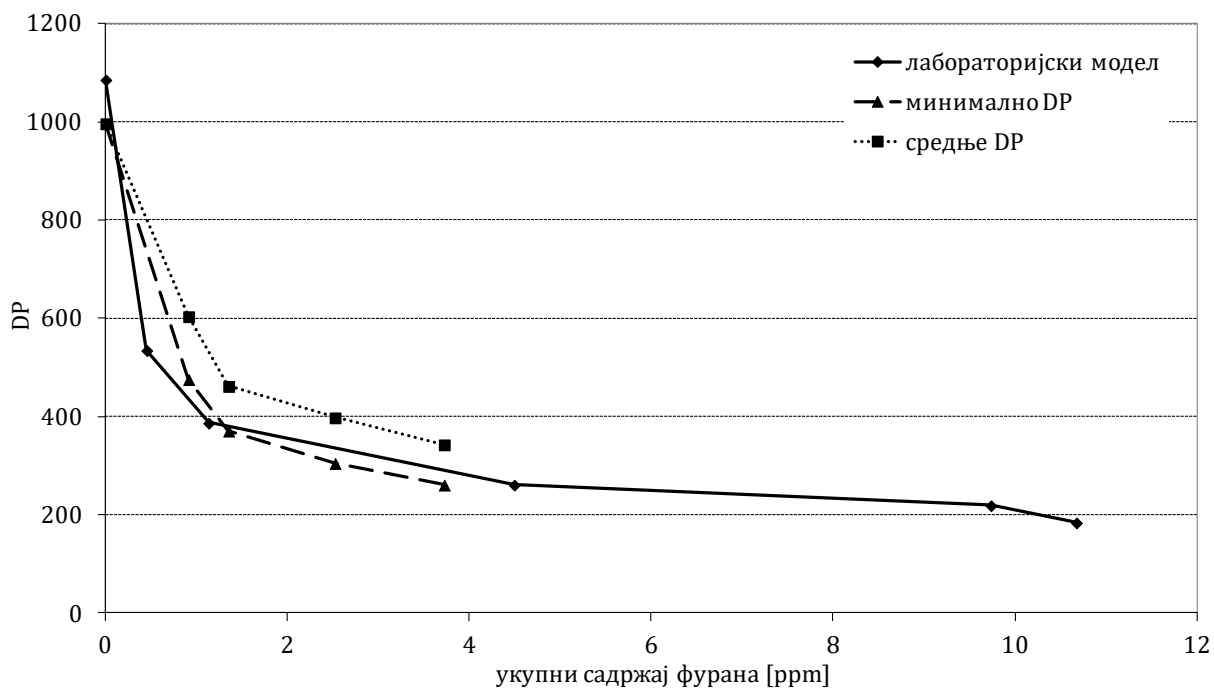


а)

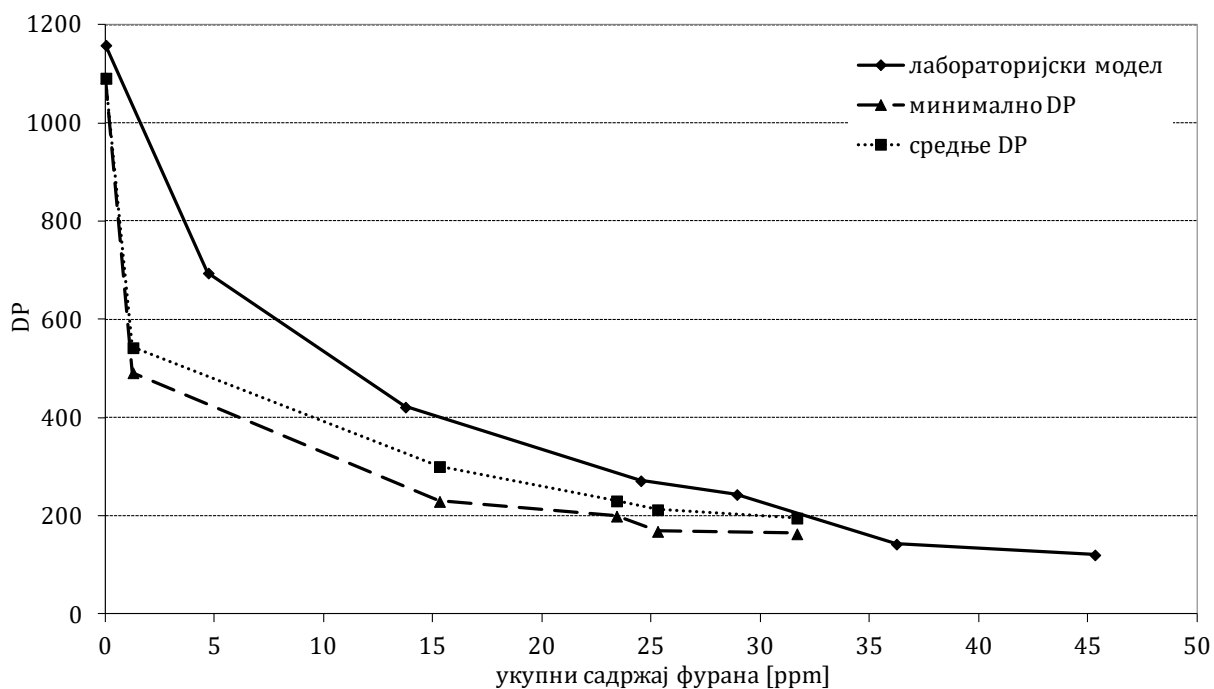


б)

Сл. 5.9 – Промена вредности DP и укупне концентрације фурана током експеримента (а) експерименти са 1% почетног садржаја воде, б) експерименти са 4% почетног садржаја воде)



а)



б)

Сл. 5.10 – Зависност вредности DP (средње и минималне вредности DP експерименталних трансформатора и лабораторијских експеримената) од укупног садржаја фурана (а) експерименти са 1% почетног садржаја влаге, б) експерименти са 4% почетног садржаја влаге)

Трендови промене вредности DP и концентрације фурана у времену слични су и у случају експерименталних трансформатора и у случају лабораторијских експеримената. И за експерименте са вишим и за експерименте са нижим садржајем влаге, деполимеризација се брже одвијала у лабораторијском моделу. Осим тога, укупна концентрација фурана је значајно виша у лабораторијском моделу него у експерименталним трансформаторима; разлог овоме је, највероватније, виши садржај влаге у лабораторијском моделу (ниво влаге је одржаван) него у експерименталном трансформатору (садржај влаге је опадао у току експеримента). Брзина деградације папирне изолације знатно се повећава са порастом садржаја воде – деполимеризација (пад вредности DP) је више него двоструко бржа у експериментима са вишим садржајем влаге.

У експериментима са вишим садржајем влаге примећена је значајно већа концентрација фурана при истој „старости“ изолације. На Сл. 5.10 може се приметити да је однос вредности DP и концентрације фурана у уљу изузетно нелинеаран. Такође, приметно је много боље поклапање резултата за лабораторијски модел и експериментални трансформатор са нижим садржајем влаге (Сл. 5.10 а)) него за лабораторијски модел и експериментални трансформатор са вишим садржајем влаге (Сл. 5.10 б)). У некој мери, разлог може бити прекид рада и интервенција на трансформатору непосредно након пуштања трансформатора у рад. Након појављивања велике количине водене паре, извршено је сушење уља како би се смањила могућност диелектричног пробоја. Након ове интервенције, дошло је до смањења концентрације влаге у уљу трансформатора, а тиме и укупне количине влаге у папиру и уљу, која у току рада (пре свега услед промене температуре) прелази из изолације у уље и обрнуто.

За све експерименте, карактеристично је да се крива промене вредности DP након пада на изразито мале вредности (при којима се иначе сматра да је животни век трансформатора истекао) практично понаша асимптотски (наставак пада вредности DP је спор и практично не показује тренд пада ка вредности 0). Истовремено, раст концентрације фурана у уљу је веома убрзан.

Вредност DP се за сваки од четири експеримента може представити у функцији укупног садржаја фурана. Експоненцијалним изразом

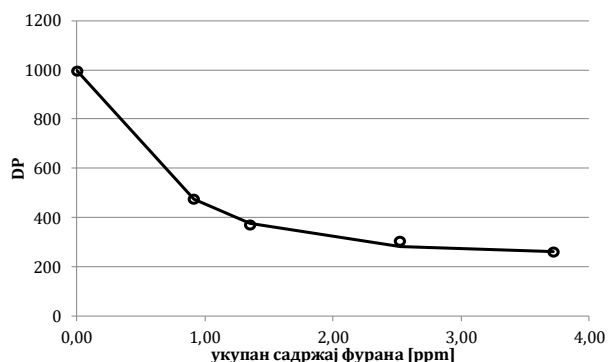
$$DP(f) = DP_0 - C_1(1 - e^{-f/C_2}), \quad (5.5)$$

у функцији почетне вредности DP (DP_0) и укупног садржаја фурана (f), представљена је тренутна вредност DP. Оптималне вредности коефицијената C_1 и C_2 , добијене су минимизацијом квадрата одступања помоћу Microsoft Excel солвера [83], дате су у Таб. 5.3.

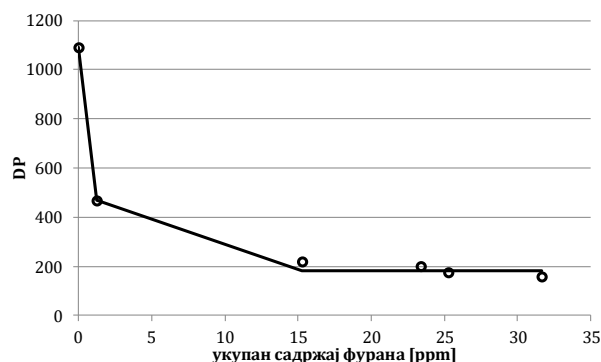
Таб. 5.3 – Оптималне вредности коефицијената C_1 и C_2

	C_1 (-)	C_2 (ppm)
Експ. трансф. са 1% почетног садржаја влаге	742,9	1,3310
Експ. трансф. са 4% почетног садржаја влаге	909,2	0,9321
Лаб. модел. са 1% почетног садржаја влаге	852,5	2,0183
Лаб. модел са 4% почетног садржаја влаге	1024,5	0,1008

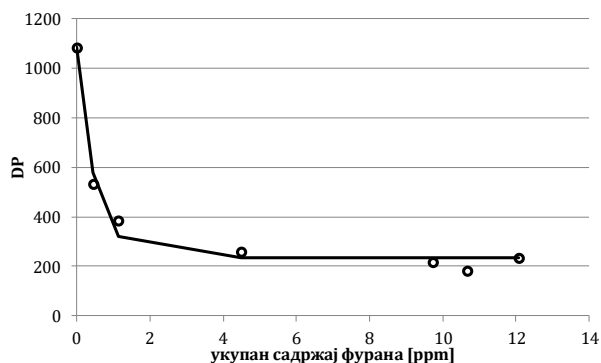
На Сл. 5.11 вредности апроксимиране функцијом (5.5) и оптималним вредностима коефицијената C_1 и C_2 из Таб. 5.3 су упоређене са мереним вредностима, за сва четири експеримента.



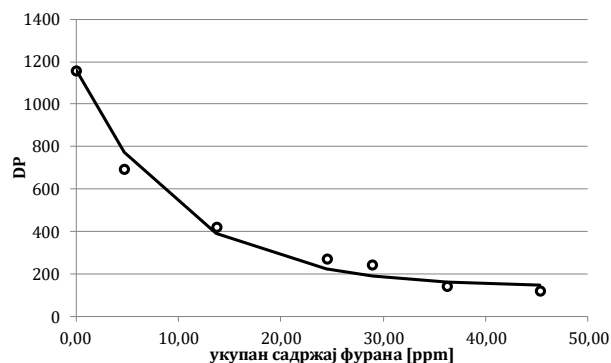
а) Експ. трансф. са 1% поч. садржаја влаге



б) Експ. трансф. са 4% поч. садржаја влаге



в) Лаб. модел. са 1% поч. садржаја влаге



г) Лаб. модел. са 4% поч. садржаја влаге

Сл. 5.11 – Мерене вредности DP (тачке означене круговима) и вредности апроксимиране функцијом (пуна линија)

Примена једначине (5.5) и оптималних коефицијената из Таб. 5.3 је намењена за моделовање деградације крафт папира, у инхибираном минералном уљу, при ниској концентрацији кисеоника (мање од 4000 mg/kg) за трансформаторе и при умереним до високим садржајем кисеоника (око 14000 mg/kg) за лабораторијске моделе.

5.8 Утицај влаге на старење изолације и модификација Аренијусове једначине

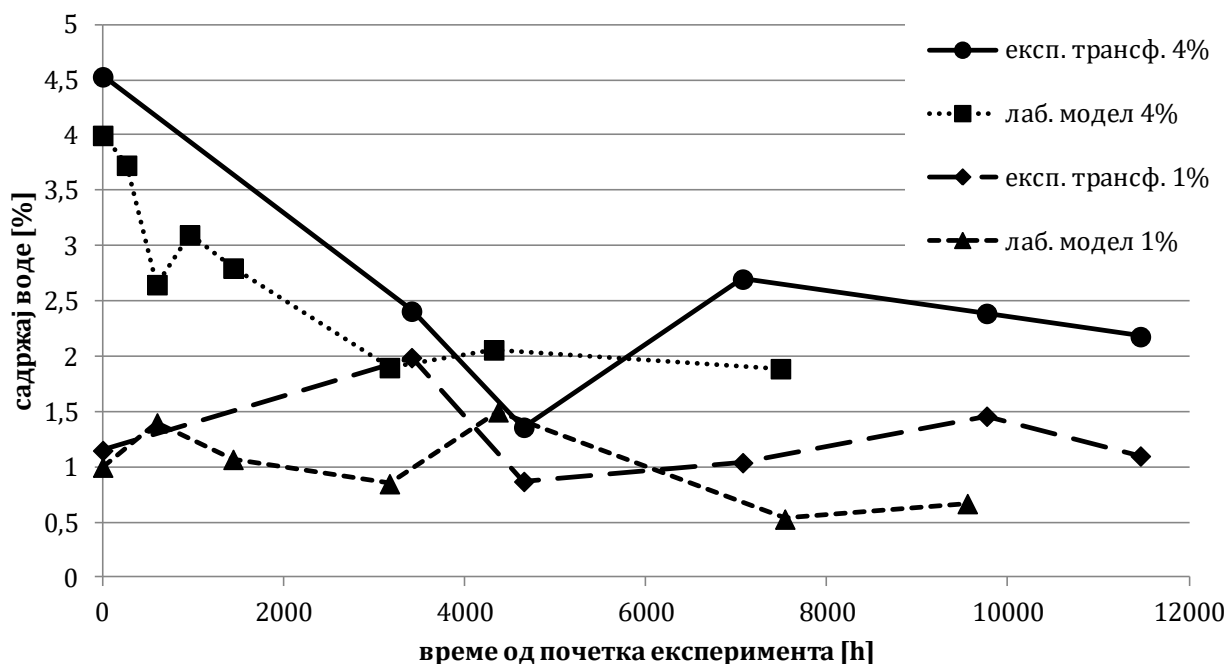
Применом једначине (5.2) могуће је проценити вредност DP папирне изолације и одредити RUL. При томе, неопходно је знати вредност (*hot-spot*) температуре и вредности параметара E_a и A . Вредност температуре је могуће пратити у току рада, док вредности E_a и A зависе од врсте хемијске реакције и услова у којима се те реакције одвијају. Као што је наведено у поглављу 5.2, више различитих хемијских процеса доводи до разградње полимера целулозе, стога процена вредности поменутих параметара није једноставан процес. У [59, 62, 84] понуђене су неке вредности ових параметара, за специфициране услове рада. У [59, 84] претпостављена је константна вредност параметра E_a од 111 kJ/mol.

Полазећи од резултата мерења, спроведена је следећа анализа. Једначина (5.2) је примењена између свака два интервала у којима је мерена температура. Током трајања експеримента временски интервал аквизиције мерених вредности температура био је 15 минута (знатно ређе 5 минута). У случају експерименталних трансформатора, посматрана је температура на месту где је уочена најнижа вредност DP – фаза А ВН намотаја у трансформатору са нижим садржајем влаге и фаза Б ВН намотаја у трансформатору са вишим садржајем влаге (в. Сл. 5.7 и Сл. 5.8).

Претпостављено је да је A линеарна функција садржаја влаге:

$$A = a + b \cdot w \quad (5.6)$$

где је w вредност садржаја влаге у процентима. Садржај влаге је такође заснован на мерењима извршеним на месту најнижег DP. Промена вредности између два узастопна мерења је апроксимирана линеарном интерполацијом (дата на Сл. 5.12)



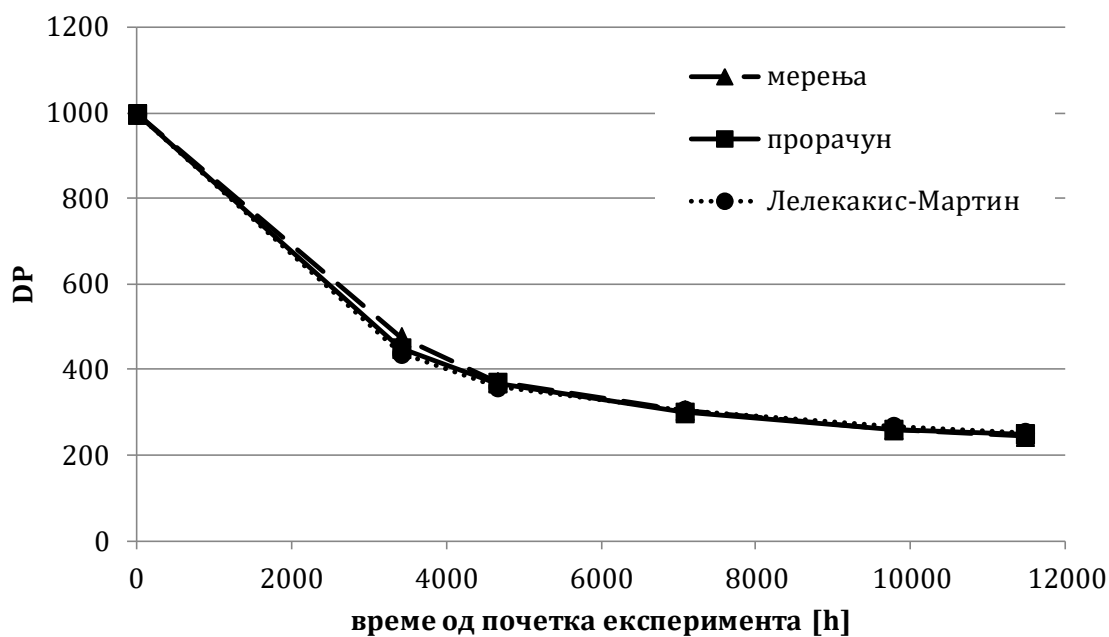
Сл. 5.12 – Промена садржаја воде у папирној изолацији

Употребом Microsoft Excel солвера [83], минимизацијом суме квадрата одступања израчунате вредности DP од мерених, одређене су оптималне вредности коефицијената a и b . Различите вредности (Таб. 5.4) су коришћене за прорачун DP у експерименталним трансформаторима и у лабораторијским моделима.

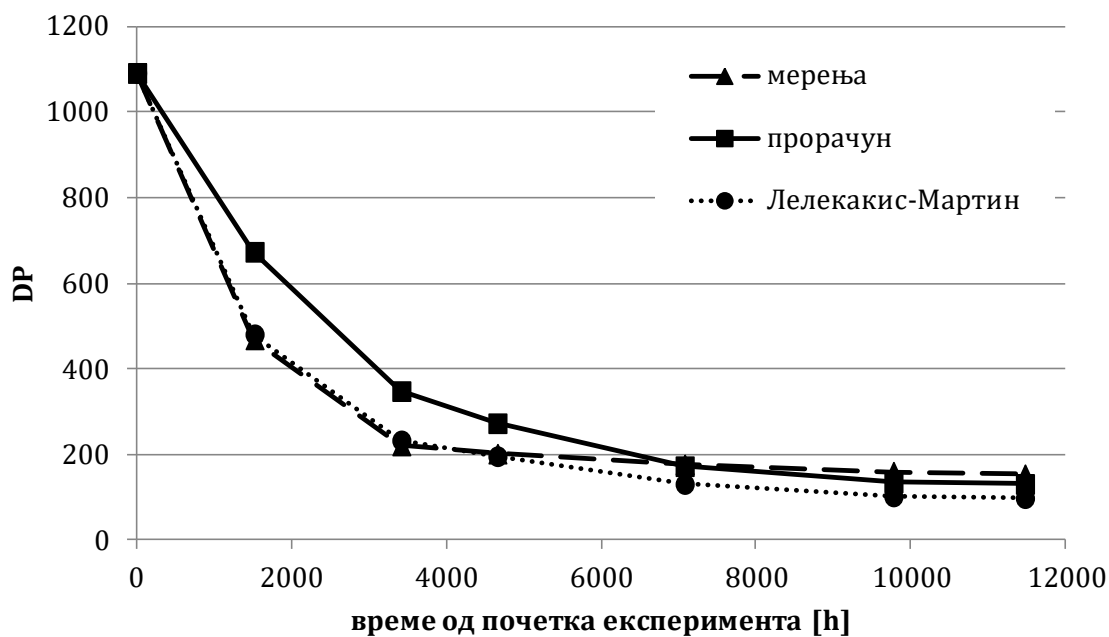
Таб. 5.4 – Оптималне вредности коефицијената a и b

	a	b
Експериментални трансформатори	0	$4,23 \cdot 10^8$
Лабораторијски модел	$5,19 \cdot 10^8$	$1,31 \cdot 10^9$

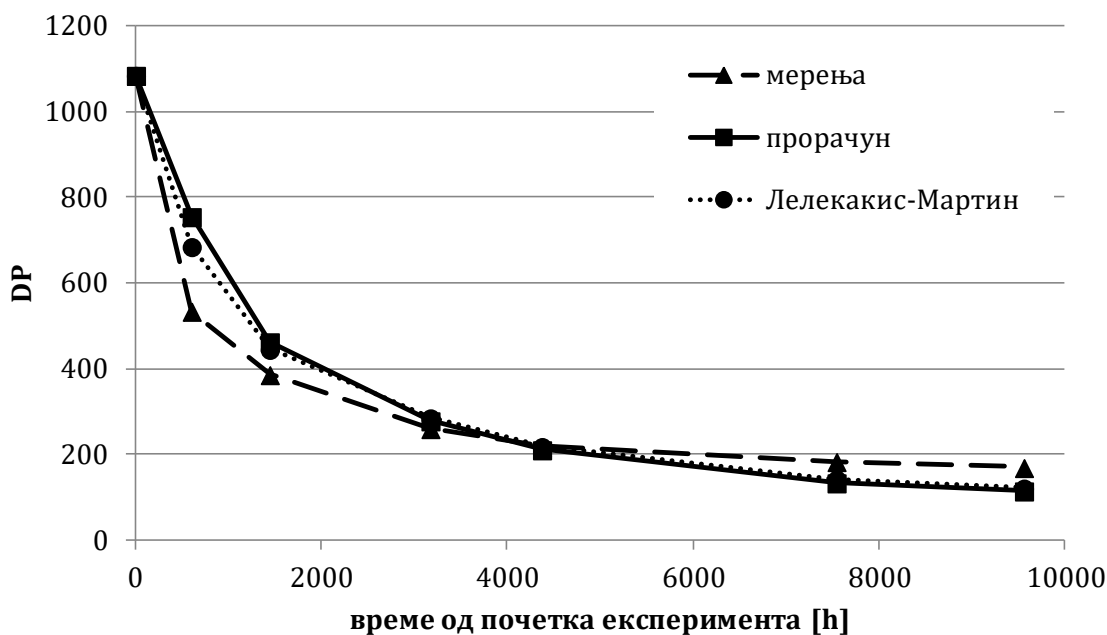
На Сл. 5.13, Сл. 5.14, Сл. 5.15 и Сл. 5.16 дате су криве промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином ((5.2), модификација параметра A из (5.6), за коефицијенте из Таб. 5.4) и модификацијом Аренијусове једначине предложеном у [72] (коришћени су параметри за низак садржај кисеоника).



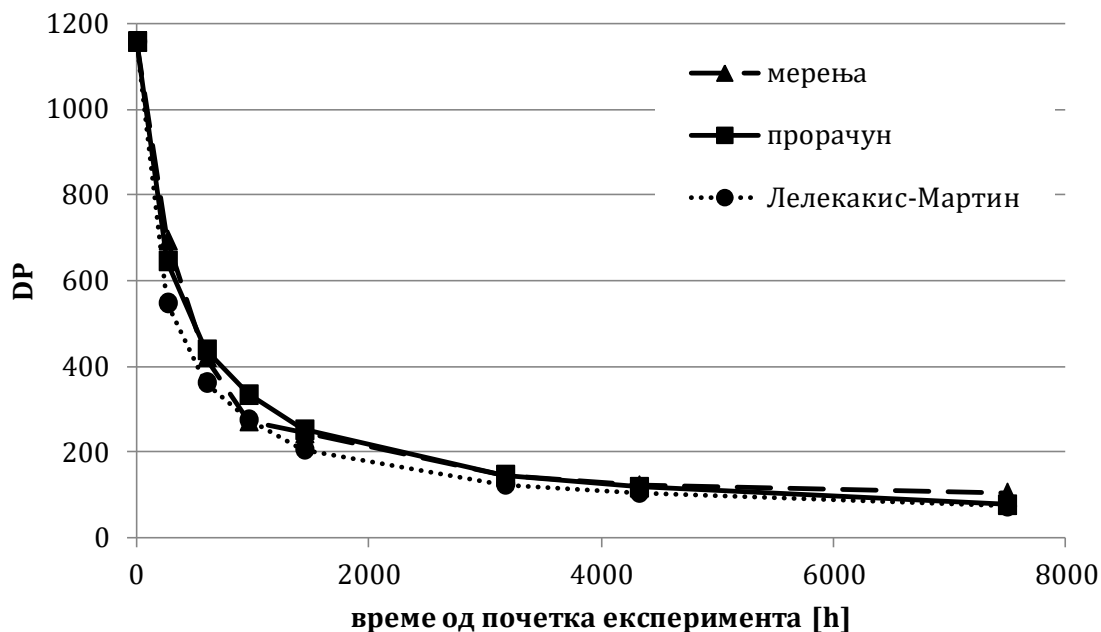
Сл. 5.13 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за експериментални трансформатор са око 1% почетног садржаја воде у папирној изолацији



Сл. 5.14 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за експериментални трансформатор са око 4% почетног садржаја воде у папирној изолацији



Сл. 5.15 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за лабораторијски модел са око 1% почетног садржаја воде у папирној изолацији



Сл. 5.16 – Промене минималног DP добијене мерењем, модификованом Аренијусовом једначином и једначином из литературе [72] – за лабораторијски модел са око 4% почетног садржаја воде у папирној изолацији

Обе модификације Аренијусове једначине, како она објављена у [72], тако и она предложена у дисертацији, добро прате трендове. Поклапања резултата су веома задовољавајућа за радне услове који су били присутни током експеримената (умерен садржај киселина и низак ниво кисеоника). Нова модификација, приказана у овом поглављу, показује извесно одступање у случају експерименталног трансформатора са вишим садржајем влаге, које може бити повезано са већ поменути интервенцијама на експерименталном трансформатору услед којих је могуће да је вредност садржаја влаге у периоду од пуштања у рад до првог узимања узорка била већа од вредности добијене применом линеарне

интерполације; већа концентрација влаге би довела до бржег старења, односно бржег пада DP. У свим наредним периодима, разлика рачунате и мерене вредности DP се смањује.

5.9 Закључак о значају и примењивости резултата истраживања

У експерименталном истраживању студије утицаја садржаја влаге на процес деградације папирне изолације, извршеном на два експериментална уљна трансформатора са два различита почетна садржаја влаге у папирној изолацији, који су током 460 дана били подвргнути пуном напону и струји којом је *hot-spot* температура намотаја одржавана на око 105°C, мерене су промене температуре у трансформаторима, промене садржаја влаге у папирној изолацији и концентрација најважнијих једињења фурана у уљу.

Експерименти су показали да је старење изолације преко два пута интензивније (вредност DP је пала испод 300 након око 7000 сати експеримента у трансформатору са ниским садржајем влаге, а у трансформатору са вишим садржајем влаге већ након око 3000 сати) у трансформатору са вишим садржајем влаге. Минимална вредност DP након 460 дана експеримента у трансформатору са нижим садржајем влаге пала је на око 250, а у трансформатору са вишим садржајем влаге на око свега 150.

Садржај фурана, поготово најзаступљенијег једињења 2-FAL, у уљу је добар показатељ стања деградације папира. Међутим, сама информација о концентрацији фурана је неупотребљива уколико се не познају други параметри. Конкретан пример за ову тврдњу је десетоструко виши садржај фурана у трансформатору са вишим садржајем влаге у односу на трансформатор са нижим садржајем влаге, за исту вредност DP.

Резултат анализе је израз за процену минималне вредности DP у функцији садржаја укупних фурана. У студији су одређене оптималне вредности параметара који фигуришу у овој једначини и различити су за трансформаторе са различитим садржајем влаге. Представљене једначине су експериментално проверене за трансформаторе са ниским садржајем кисеоника.

Паралелно са експериментима на трансформаторима, вршени су и огледи старења на лабораторијским моделима. Папирна изолација у лабораторијским моделима старила је готово двоструко брже у односу на папирну изолацију у експерименталним трансформаторима. У лабораторијским моделима је измерен знатно виши ниво садржаја кисеоника који је утицао на брзину старења. Осим тога, утицај на различиту динамику старења имала је и расподела температуре у лабораторијском огледу, у којем је температура униформна, и у трансформатору, где је расподела температуре врло неуниформна (пре свега по висини намотаја, али и у једном диску и између проводника и уља око њега).

Као што се могло и претпоставити, најнижа вредност DP је измерена на врху намотаја. Расподела влаге у трансформатору показује извесну корелацију са расподелом температуре – опада са висином намотаја и нижа је на врху (где је температура виша) намотаја него на дну (где је температура нижа). Имајући у виду да се место минималног DP поклапа са местом где су температуре највише, а не са местом где је највиша концентрација влаге – може се закључити да температура има пресудан утицај на деградацију.

Приликом процене вредности DP коришћењем Аренијусове једначине, уз претпоставку константне енергије активације (111 kJ/mol), примећено је да се вредност предекспоненцијалне „константе“ мења у времену. Претпостављено је да је ова промена динамике старења узрокована променом садржаја влаге. Тако је предекспоненцијални члан моделован као линеарна функција вредности садржаја влаге. Предложена модификација Аренијусове једначине је експериментално проверена на трансформаторима у којима је садржај влаге у опсегу од око 1-1,5% и 3-4%, при умереном садржају киселина и ниском садржају кисеоника.

Како би развијени поступак био применљив на широк опсег ЕУТ у погону (за који постоје мерења *hot-spot* температуре или оптерећења и температуре амбијента, из којих се може израчунавати *hot-spot* температура, као и мерења садржаја влаге), потребно је утврдити и изразе за комплетан реалан опсег садржаја влаге. Из претходно наведеног, јасно је да је потребна експериментална провера у опсегу влаге 1,5-3%. Поред овог, експериментално треба истражити и понашање у области виших садржаја кисеоника. Дакле, оба предложена израза (онај који описује промену предекспоненцијалног фактора са влагом и израз зависности DP од садржаја фурана) имају значајну практичну примену, али их треба проверити и одредити одговарајуће коефицијенте којима у њима фигуришу и у недостајућем опсегу садржаја влаге и нивоа присуства кисеоника. Након тога, они се могу применити за праћење старења и процену преосталог животног века. Вредност DP се може одредити из историјата трансформатора, преко предекспоненцијалног фактора који фигурише у изразу за промену DP у коме се користе вредности *hot-spot* температуре, као и тренутни садржај влаге. Други начин одређивања вредности DP је на бази тренутне вредности садржаја фурана и тренутне вредности концентрације влаге у папирној изолацији.

Драгоцена провера поступака који се користе у овој области се може извршити на скупу података за трансформаторе за које се изврше *post mortem* анализе.

6 Врућа тачка (*hot-spot*) намотаја енергетских уљних трансформатора, дефиниција и декомпозиција

Као што је већ наглашено у поглављу 3, одређивање положаја и температуре најтоплије тачке (*hot-spot*, HS) намотаја је од суштинске важности за заштиту и за оптимално искоришћење енергетских трансформатора у ЕЕС. Из перспективе термичких појава, HS је критично место у смислу да се управо ту очекује појава првог квара услед утицаја високих температура (тј. услед старења изолације). Како би се избегле неке честе конструкционе грешке приликом пројектовања ЕУТ које доводе до великих локалних загревања намотаја, неопходно је разумевање утицаја различитих физичких појава на вредност и положај највише температуре намотаја.

Температура и положај HS доминантно зависе од расподеле губитака и расподеле протока уља унутар намотаја. Заузврат, расподела губитака и расподела протока, осим што зависе од различитих других параметара³³, зависе и од расподеле температуре. Овај спрегнути утицај различитих физичких појава чини математичко моделовање овог проблема веома комплексним.

У пракси је уобичајена употреба поједностављених модела, заснованих на међународним стандардима и на употреби HS фактора (као што је то објашњено у поглављу 3). Стандард [11] подразумева да се *hot-spot* налази на самом врху намотаја. Стандард такође сугерише да се вредност HS фактора H може представити као производ две константне компоненте S и Q . Њима су квантитативно представљене неравномерности хлађења и расподеле губитака, респективно:

$$H = S \cdot Q. \quad (6.1)$$

Такође, упрошћени модел из стандарда подразумева да су локација HS-а и вредност HS фактора притом непроменљиви, тј. не зависе ни од струјног оптерећења ни од других погонских услова (температуре расхладног флуида и томе слично).

Физичка интерпретација вруће тачке намотаја је једноставна и врло интуитивна – то је проводник³⁴ са највишом температуром. Када је ова температура позната, према једначини (3.3), HS фактор намотаја i се рачуна као:

$$H_i = \frac{\vartheta_{hi} - \vartheta_{gui}}{g}. \quad (6.2)$$

где је са ϑ_{gui} ³⁵ означена температура горњег уља трансформатора³⁶. Слично, уместо температуре горњег уља, HS фактор се може дефинисати и према температури уља на врху сваког намотаја (ϑ_{gui}):

$$H_i = \frac{\vartheta_{hi} - \vartheta_{gui}}{g}. \quad (6.3)$$

³³ пре свега, од геометрије и карактеристика материјала

³⁴ У поглављу 4.2 као термин „проводник“ у намотају 2D модела усвојен је један механички навојак. Практично, гледајући 2D попречни пресек, проводник је један „правоугаоник“.

³⁵ уместо са ϑ_o како је ова величина означена у ИЕС стандарду; ово је учињено како би се успоставила одговарајућа номенклатура у овом поглављу

³⁶ маса уља, помешана на врху намотаја; приближно једнака температури уља које улази у расхладни систем и температури уља која се мери у уљном цепу постављеном на поклопцу суда трансформатора

У принципу, основна улога HS фактора је да се помоћу њега одреди вредност највише температуре намотаја, а не обрнуто. Стога, у инжењерској пракси изражавање вредности HS фактора као функције највише температуре намотаја и нема нарочитог смисла. Међутим, циљ анализе описане у овом поглављу јесте сагледавање недостатака традиционалног приступа, стога је овај „корак уназад“ у циљу илустрације утицаја одређених физичких појава на вредност HS фактора оправдан.

Физичка интерпретација фактора неравномерности губитака Q дефинисана је као однос вредности запреминске густине губитака у проводнику у којем су они максимални и средње запреминске вредности губитака (у случају да су губици равномерни, Q фактор је једнак јединици). Са друге стране, одређивање вредности фактора S могуће је једино индиректно, као количника фактора H и Q , као што ће бити објашњено у наставку текста.

Суштинске анализе и дискусије везане за факторе H , Q и S у наставку поглавља ће се спровести на примеру реалног блок-трансформатора анализираним током студије процене његове стварне номиналне снаге и могућности њеног повећања у односу на декларисану (100 MVA). Закључци анализе донети су на основу расподеле температуре добијене симулацијом у програму HoST Calculus [17] заснованом на ДТХМ. Део овог истраживања објављен је и у [85].

6.1 Студија могућности повећања снаге блок-трансформатора 100 MVA (Реверзибилна хидроелектрана „Бајина Башта“) као полазни инжењерски задатак

Приликом ревитализације Реверзибилне хидроелектране „Бајина Башта“ (ревитализација је започета 2009. године, и трајала је 5 година [86]) планирано је повећање снаге електране, при чему је и снага блок-трансформатора требала бити повећана са тадашњих (номиналних) 100 MVA на 112 MVA. Током експлоатације у претходном периоду, температуре измерене на постојећим трансформаторима су биле значајно ниже од очекиваних (гарантованих). Пракса је показала да је велика већина трансформатора у свету предимензионисана, што је приказано у статистичкој економској анализи [13]. Другим речима, стварна називна снага посматраног ЕУТ (при којој се у трајном раду карактеристичне температуре достижу граничне вредности, као што је објашњено у поглављу 3) значајно је виша од декларисане. У рачунарском програму HoST заснованом на ДТХМ, за потребе термичке анализе ЕУТ током ревитализације ХЕ, извршена је симулација рада трансформатора при жељеном повећаном оптерећењу и радним условима. Циљ анализе био је да се утврди да ли постојећи трансформатор може трајно да преноси снагу од 112 MVA.

Предвиђени нови радни услови захтевали су да трансформатор ради на напону од $0,9 U_n$ (90% називног напона, назначеног на натписној плочици уређаја). Како би се постигла захтевана (нова) номинална привидна снага коју би трансформатор требало да пренесе, струја при којој је привидна снага трансформатора 112 MVA износи:

$$I_n^* = \frac{1,12P_n}{0,9U_n} = 1,244I_n. \quad (6.4)$$

6.1.1 Карактеристике енергетског трансформатора и расхладног система

Блок-трансформатор (Сл. 6.1), произведен 1989. године је трофазни, двонамотајни трансформатор, номиналне снаге 100 MVA, за напонски ниво 15,65 kV/242 kV, 50 Hz, спрега Yd5, ODWF хлађен, са два РТ уље-вода. Од произвођача, Фабрике трансформатора „Минел“ („Сомел“), Рипањ, добијени су детаљни конструкциони подаци трансформатора неопходни за прорачуне.



Сл. 6.1 – Блок трансформатор 100 MVA на РХЕ „Бајина Башта“

Нисконапонски намотај (НН) израђен је као двослојни, при чему је сваки слој двоструко спирално намотан. Сваки од два слоја има 49 електричних навојака или 50 механичких навојака. Гледајући по попречном пресеку, састоји се од 100 каблова у аксијалном правцу. Између свака два суседна проводника налази се радијални уљни канал висине 4 mm. Сваки од два слоја је типа цик-цак. Баријере за усмеравање уља постављене су након сваког петог кабла. Тако је сваки слој подељен на 20 секција од по пет каблова и шест канала (између баријера и суседних проводника увек постоји уљни канал). Кабл НН намотаја се састоји од 10 паралелно везаних проводника у радијалном правцу. Димензије попречног пресека неизолованих проводника (дакле, само попречни пресек бакра) су $14 \times 3,2$ mm, који су међусобно изоловани танким слојем трафо лака 0,05 mm и са 0,6 mm папирне изолације (у оба случаја се подразумева тзв. *двострука дебелина* изолације, тј. укупна дебелина између два суседна проводника).

Висконапонски намотај (ВН) израђен је као диск (колутни) намотај, такође цик-цак типа. Намотан је из средине у два паралелно везана дела (у аксијалном правцу, тј. један је намотај од средине ка врху стуба, а други од средине ка дну стуба). Сваки од ова два дела начињен је од 40 дискова. Шест дискова (четири најближа јарму језгра и два у средини, на уласку у намотај) садрже по 21 проводник у радијалном правцу, а осталих 34 садрже по 22 проводника у радијалном правцу. Димензије попречног пресека неизолованих проводника су $16,1 \times 3,2$ mm, који су међусобно изоловани са 1,8 mm папирне изолације (такође се мисли на двоструку дебелину изолације). Између свака два суседна диска налази се уљни канал (ширина

ових канала се разликује и износи између 5 и 7 mm). Након свака четири диска, у каналу се налази баријера за усмеравање уља. На тај начин је и ВН намотај подељен на 20 секција по висини, при чему свака секција има 4 диска и 5 канала (као и у НН намотају, између баријере и њему суседног проводника увек се налази уљни канал).

За компактни РТ уље-вода, производ страног добављача (произведен отприлике у исто време, око 1989. године) нису постојали релевантни каталожки подаци. Карактеристике РТ неопходне за прорачун у рачунарском програму заснованом на ДТХМ, утврђене су мерењем на трансформатору у погону. Извршена су следећа мерења:

- трофазна активна снага (P),
- трофазна реактивна снага (Q),
- температура уља на уласку у РТ ($\vartheta_{uu,1}$ и $\vartheta_{uu,2}$),
- температура уља на изласку из РТ ($\vartheta_{ui,1}$ и $\vartheta_{ui,2}$),
- температура воде на уласку у РТ ($\vartheta_{vu,1}$ и $\vartheta_{vu,2}$),
- температура воде на изласку из РТ ($\vartheta_{vi,1}$ и $\vartheta_{vi,2}$),
- температура амбијента ($\vartheta_{a,1}$ и $\vartheta_{a,2}$) и
- температура горњег уља у уљном цепу на поклопцу трансформатора ($\vartheta_{gu,1}$ и $\vartheta_{gu,2}$).

Температуре су измерене помоћу 12 РТ100 сонди (четворожично повезане са претварачем National Instruments NI9217). На Сл. 6.2 дат је положај 12 РТ100 сонди. Две сонде су постављене у уљни цеп на поклопцу трансформатора. На сваки РТ постављене су 4 РТ100 сонде, на површини цеви за уље и воду, на уласку и изласку. Сонде за мерење температуре амбијента постављене су на удаљености од 50 cm од суда трансформатора, једна на висини од 50 cm (посматрано од дна суда), а друга на висини од 70 cm.

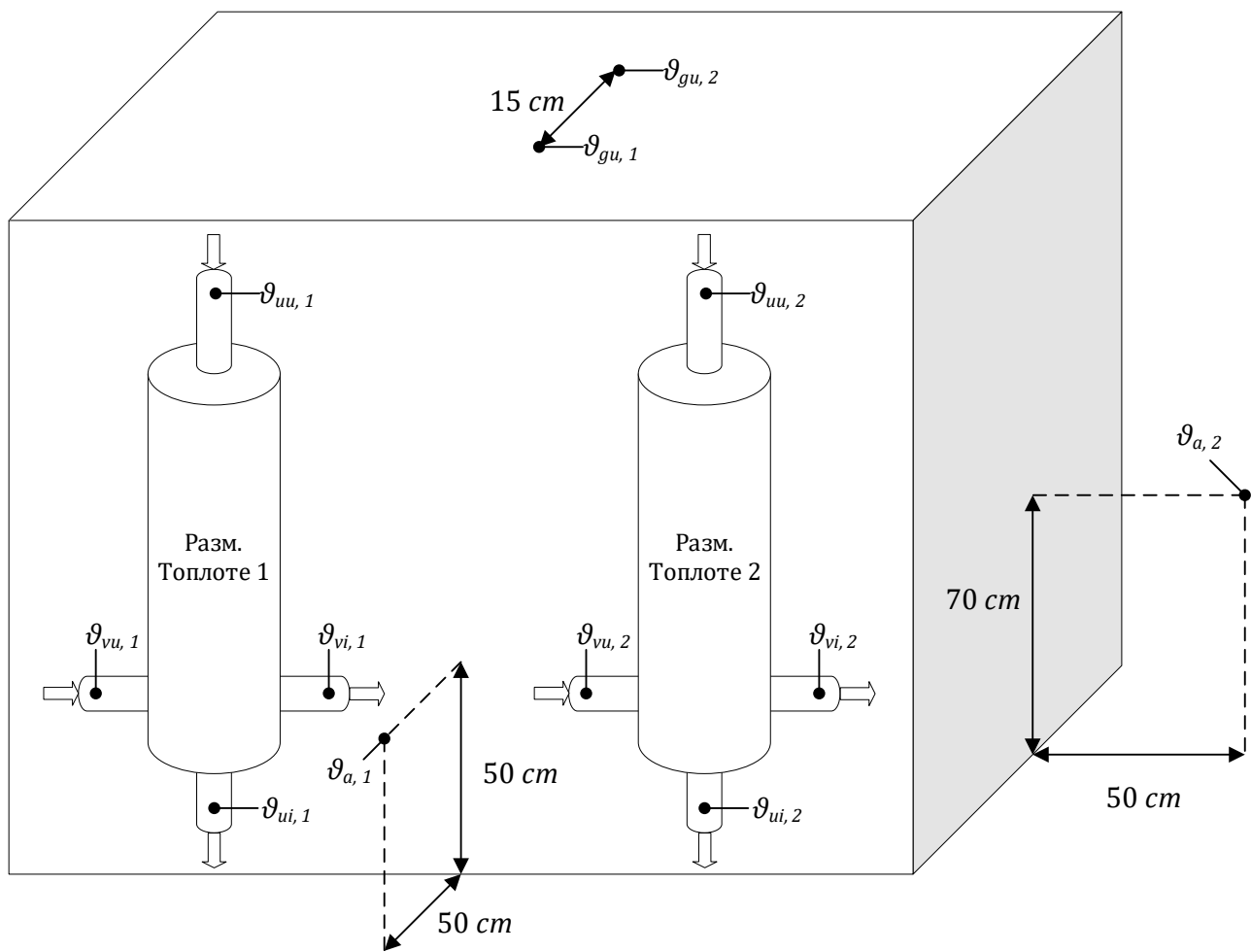
У Таб. 6.1 дати су резултати мерења помоћу којих су одређене непознате карактеристике РТ. Мерења су извршена на трансформатору у погону, при томе се, колико је то било могуће, водило рачуна да оптерећење у дужем временском периоду буде непроменљиво, тј. измерене су вредности у стационарном стању. Мерења су извршена у пет радних режима, при четири различита нивоа оптерећења, а за један ниво оптерећења (веома близу називног) извршена су мерења у раду са једним и два РТ.

Трансформатор је био испуњен минералним трансформаторским уљем Shell Diala D[®]. Део карактеристика уља дат је у каталогу произвођача [87], док је део добијен од произвођача, након упућеног упита. На основу каталожких података, карактеристике уља су представљене у функцији температуре. За стационарни ДТХМ потребне су следеће карактеристике: густина, топлотна проводност, специфична топлота (при константном притиску) и кинематска вискозност. Зависност ове четири величине у функцији од температуре дата је у Таб. П 1.3, у прилогу П 1.3.

Укупни проток уља Q_{tot} процењен је на основу релације:

$$Q_{tot} = \frac{P_h}{\rho c_p (\vartheta_{uu} - \vartheta_{ui})}, \quad (6.5)$$

где су P_h укупна расхладна снага РТ у посматраној радној тачки, ρ и c_p густина и специфична топлота уља, а ϑ_{uu} и ϑ_{ui} температуре уља на улазу (топло уље, приближно исте температуре као горње уље) и на излазу (хладно уље) из РТ, респективно. При томе, вредност c_p одређена је за средњу температуру уља $(\vartheta_{uu} - \vartheta_{ui})/2$. Производ ρQ_{tot} је масени проток, који је по закону одржања масе константан у затвореној уљној контури. Као референтна температура за одређивање протока узета је температура доњег уља, стога су вредности ρ и Q_{tot} такође везане за температуру доњег уља.



Сл. 6.2 – Положај РТ100 сонди

Таб. 6.1 – Измерене стационарне температуре при различитим оптерећењима на трансформатору у погону

	Режим 1	Режим 2	Режим 3	Режим 4 (S_n и 1 РТ)	Режим 5 (S_n и 2 РТ)
P (MW)	25,08	60,47	81,92	94,81	94,81
Q (MVar)	8,44	12,00	13,78	28,89	28,89
S (MVA)	26,46	61,65	83,07	99,11	99,11
$\vartheta_{uu,1}$ (°C)	31,00	38,82	42,69	47,92	38,81
$\vartheta_{ui,1}$ (°C)	29,27	36,00	39,35	43,99	35,92
$\vartheta_{vu,1}$ (°C)	17,02	16,87	16,80	17,08	16,97
$\vartheta_{vi,1}$ (°C)	23,04	26,66	28,52	31,51	26,39
$\vartheta_{uu,2}$ (°C)	/	/	/	/	39,16
$\vartheta_{ui,2}$ (°C)	/	/	/	/	35,78
$\vartheta_{vu,2}$ (°C)	/	/	/	/	16,59
$\vartheta_{vi,2}$ (°C)	/	/	/	/	27,62
$\vartheta_{gu,1}$ (°C)	33,31	41,45	45,51	50,23	41,07
$\vartheta_{gu,2}$ (°C)	34,09	42,29	46,31	51,50	41,40
$\vartheta_{a,1}$ (°C)	31,15	31,30	24,86	21,17	19,21
$\vartheta_{a,2}$ (°C)	28,60	31,48	24,95	21,89	19,64

6.1.2 Расподела губитака

Губици у трансформатору су измерени приликом FAT процедуре. У огледу кратког споја, при номиналној струји, измерени губици, прерачунати на референтну температуру (75°C), износе 319,8 kW. У огледу празног хода, при номиналном напону, измерени су губици 63,8 kW. При сниженом напону од 0,9 р.ј., измерени су губици 46,4 kW.

Приликом расподеле губитака у језгру, претпостављено је да је запреминска густина губитака константна, стога су укупни губици измерени у огледу празног хода расподељени између делова језгра (стуб, јарам на стубу и јарам између стубова) према њиховој укупној запремини, тј. дужини, пошто је попречни пресек језгра исти целом дужином магнетског кола. Губици при номиналном напону и при 90% номиналног напона дати су на Таб. 6.2:

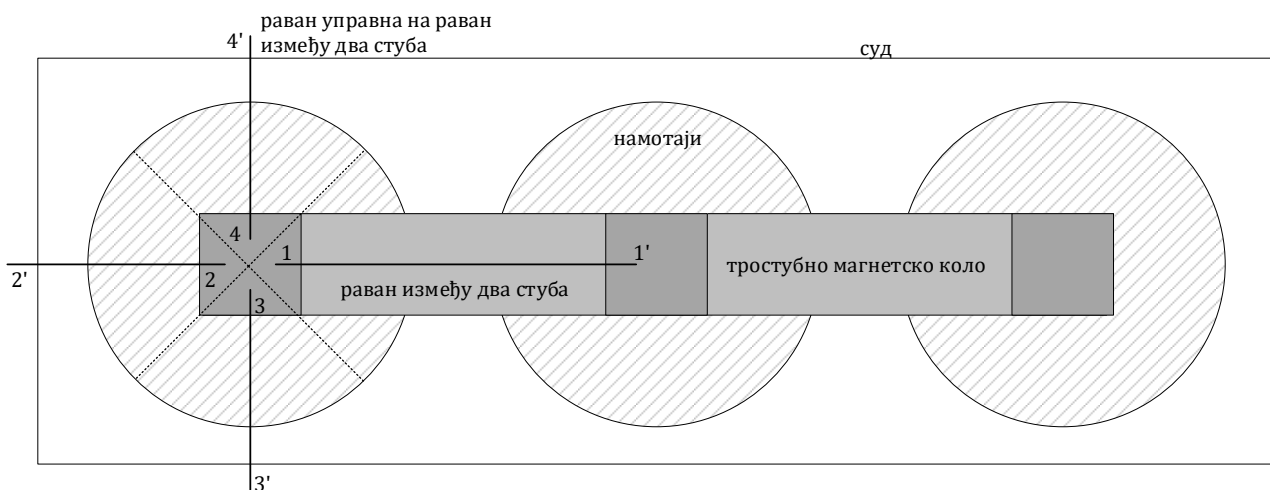
Таб. 6.2 – Расподела губитака у језгру, по деловима, при различитим напонима

	Губици при U_n (W)	Губици при $0,9U_n$ (W)
Стуб	9810	7135
Јарам изнад/испод стуба	3550	2582
Јарам између два стуба	3270	2378

Као што је детаљно објашњено у поглављу 2.6, губици измерени у огледу кратког споја представљају (практично) збир губитака у намотајима и металним конструкционим деловима. Губици у намотајима одређени су за номинални радни режим према процедури из поглавља 2.6, док су губици у суду и осталим металним конструкционим деловима израчунати као разлика укупних губитака измерених у огледу кратког споја и губитака у намотајима. Густина Цулових губитака је за сваки проводник израчуната према једначини (2.13), при чему је отпорност на референтну температуру од 75°C прерачуната према једначини (2.14). Укупна вредност Цулових губитака у сваком проводнику је рачуната као производ густине Цулових губитака и запремине посматраног проводника.

У поглављу 2.6 представљена је процедура за прорачун додатних губитака у намотајима. За прорачун додатних губитака, потребно је одредити расподелу расутог поља. Расподела поља је одређена употребом софтвера заснованог на FEM. Намотаји посматраног трансформатора су подједнако удаљени од зидова суда (у равнима 2, 3 и 4), због чега је било довољно извршити само две 2D FEM симулације магнетског поља (при симулацији није уважен утицај челичних шина којима је извршено притезање магнетног кола, јер нису били доступни подаци о њима, али су оне релативно мале у односу на магнетно коло, због чега је усвојена инжењерска процена да неће много утицати на расподелу магнетног поља). Губици у сваком проводнику намотаја су усредњени на начин сличан описаном у поглављу 2.6. Свакој карактеристичној равни је придружена једна четвртина навојка. Ових „четвртина навојка“, на истом аксијалном и радијалном положају (у односу на стуб магнетског кола) у три фазе има укупно 12. Бочне фазе имају једну „четвртину навојка“ у равни 1 (између два стуба) и три „четвртине навојка“ (в. Сл. 6.3) у равнима 2, 3 и 4 (ка суду), док средња фаза има две „четвртине навојка“ у равни 1 и две у равнима ка суду. Како би се избегло да се прорачун врши за сваку фазу посебно, усвојен је приближни поступак при којем се сматра да постоји симетрија по фазама, односно да је загревање сваке фазе идентично, при чему се усредњена вредност додатних губитака који су последица вихорних струја за сваки проводник рачуна као:

$$P_v = (4 \cdot P_{v1} + 8 \cdot P_{v2/3/4})/12. \quad (6.6)$$



Сл. 6.3 – Четири карактеристичне равни намотаја тростубног намотаја

За задату геометрију, густину струје у проводницима, одређену на основу вредности номиналне струје, и карактеристике материјала (специфична отпорност бакра $20,4 \text{ n}\Omega \cdot \text{m}$, при температури 75°C) извршене су две симулације за 2D акси-симетричну геометрију. За сваки проводник СТС кабла НН намотаја израчунате су вредности B_x и B_y компоненте магнетске индукције у средишту проводника. Вредности губитака у сваком проводнику су затим одређене коришћењем формула приказаних у одељку 2.6. Укупни губици сваког кабла једнаки су суми губитака свих појединачних проводника у њему. Расподела губитака у НН намотају је дата на Сл. 6.4. Истом процедуром израчунати су и губици у ВН намотају. На Сл. 6.5 дати су укупни губици у сваком диску ВН намотаја, а на Сл. 6.6 дата је расподела губитака за неколико карактеристичних дискова. Вредности на Сл. 6.6 односе се на појединачне проводнике унутар дискова, а нумерација проводника је у радијалном правцу, од језгра ка суду. На Сл. 6.7 и Сл. 6.8 дате су вредности аксијалне и радијалне компоненте магнетске индукције у средини проводника ВН намотаја за карактеристичне дискове за које су дати и додатни губици услед вихорних струја на Сл. 6.6. Дате вредности односе се на раван између два стуба. Као што се може приметити, услед релативно велике висине проводника, на додатне губитке у горњим дисковима доминантно утиче радијална компонента поља. Дискови 10 и 20 имају опадајући тренд, што је и очекивано с обзиром да је у њима доминантан утицај аксијалног поља која у (спољашњем) ВН намотају опада од унутрашње стране ка спољашњој.

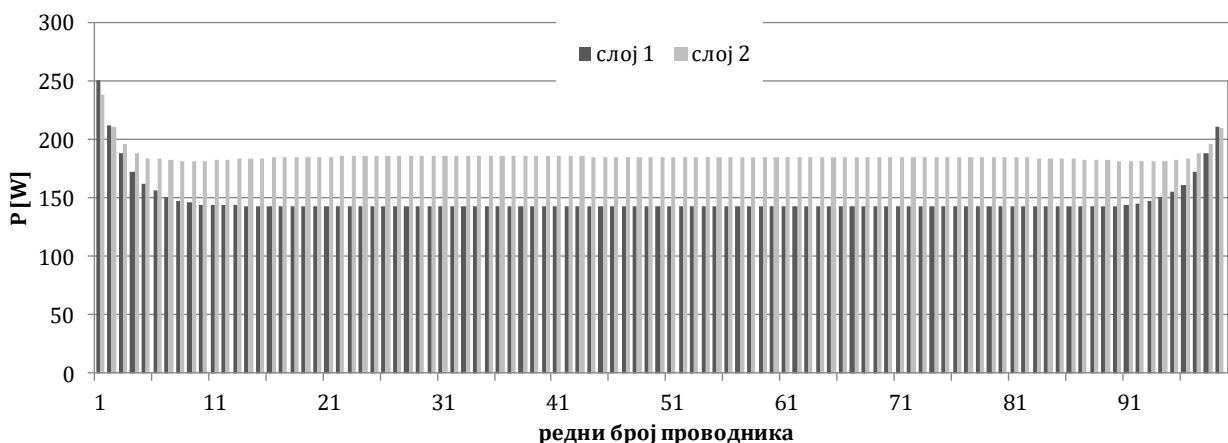
Укупни губици у намотајима, у радном режиму при напону 1 р.ј. и 100 MVA и напону од 0,9 р.ј. и 112 MVA, дати су у Таб. 6.3. Такође, за исте радне режиме, дати су и губици у суду и конструкционим деловима. Њихова сума је одређена као разлика губитака измерених у огледу кратког споја и израчунатих губитака у намотајима, која је затим помножена са квадратом количника струје и вредности струје при огледу кратког споја. Расподела губитака између суда и конструкционих делова изнад и испод намотаја извршена је по принципу приближне инжењерске процене јер ова подела не утиче значајније на резултате симулација. Тачан поступак би захтевао 3D FEM симулацију, чији је улаз детаљна геометрија. Овај поступак би свакако био погодан за проверу претходно објашњеног приближног поступка и тачну квантификацију ефекта начињених претпоставки. Ипак, одлучено је да анализа утицаја расподеле губитака у конструкционим деловима на расподелу температура ЕУТ остане задатак за будућа истраживања.

На Сл. 6.4 и Сл. 6.5 јасно се види тренд пораста губитака на врху и дну намотаја. Оваква расподела губитака је уобичајена [15, 18] код великих ЕУТ. Правоугаони проводници су по правилу постављени тако да је њихова радијална димензија мања од аксијалне. Радијална компонента магнетског поља, која се јавља на врху и дну намотаја, ствара радијалну компоненту додатних губитака услед вихорних струја, из једначине (2.20), а њена појава

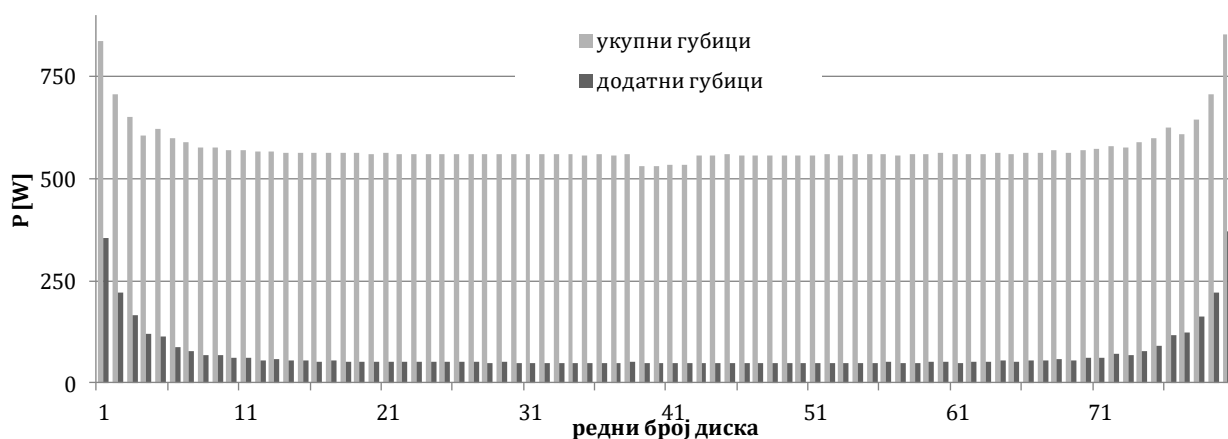
доводи до пораста локалних губитака. Један карактеристичан детаљ је још видљив на Сл. 6.5 – мало али нагло смањење укупних губитака у четири диска на врху, на дну и у средини намотаја. Разлог овоме је што ови дискови имају по један проводник мање од осталих (21 наспрам 22 колико је у осталим дисковима).

Таб. 6.3 – Расподела губитака у намотајима и конструкционим елементима

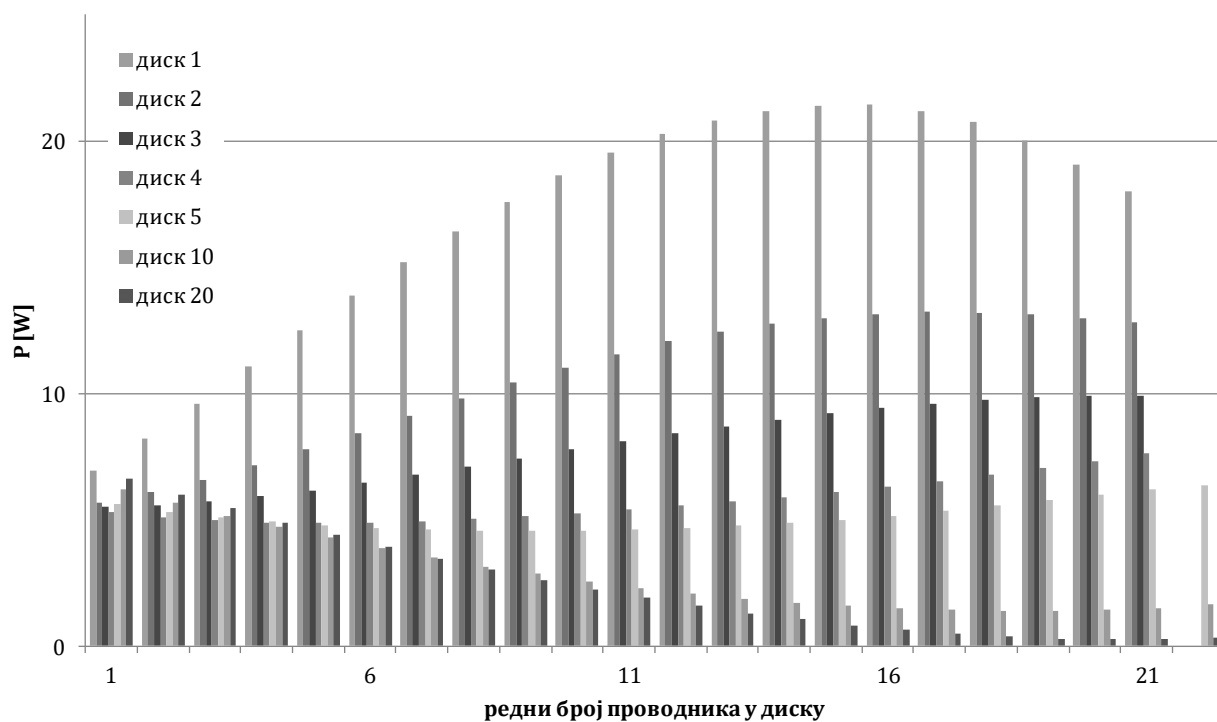
	Губици при $U = 1$ р.ј. и $S = 100$ MVA (kW)	Губици при $U = 0,9$ р.ј. и $S = 112$ MVA (kW)
НН намотај (по фази)	33,55	51,96
ВН намотај (по фази)	46,25	71,63
Суд	72	108
Констр. делови испод намотаја	4	6
Констр. делови изнад намотаја	4	6



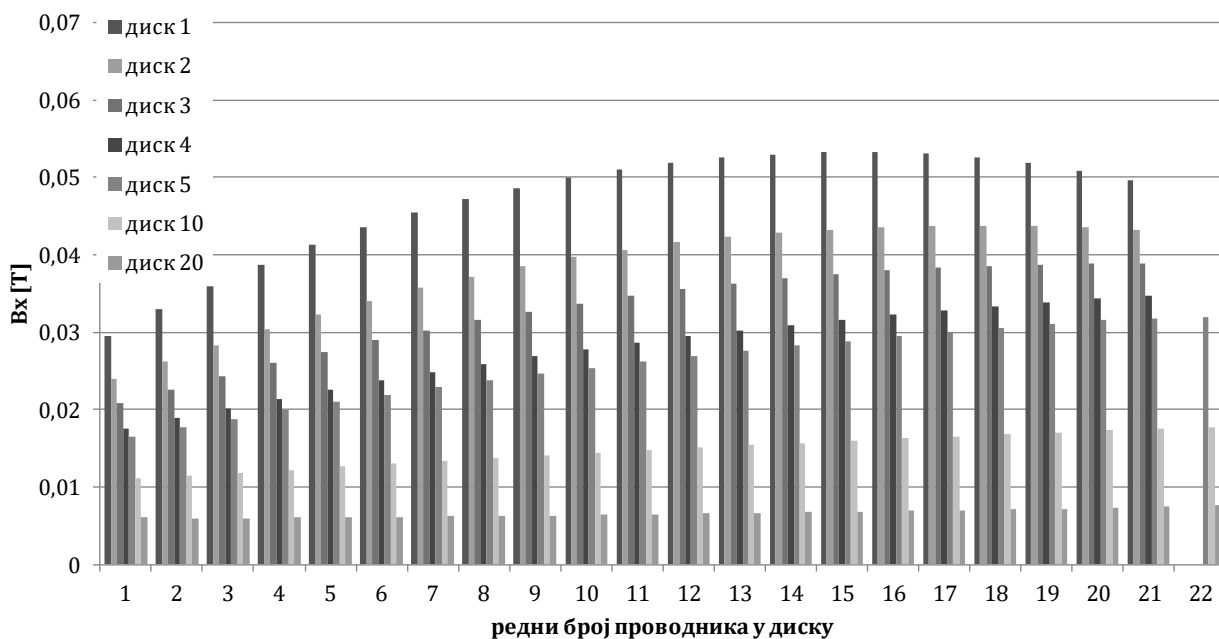
Сл. 6.4 – Расподела губитака у НН намотају (вредности одговарају укупним губицима у једном каблу, за први/унутрашњи и други/спољашњи слој, проводници су нумерисани одоздо нагоре)



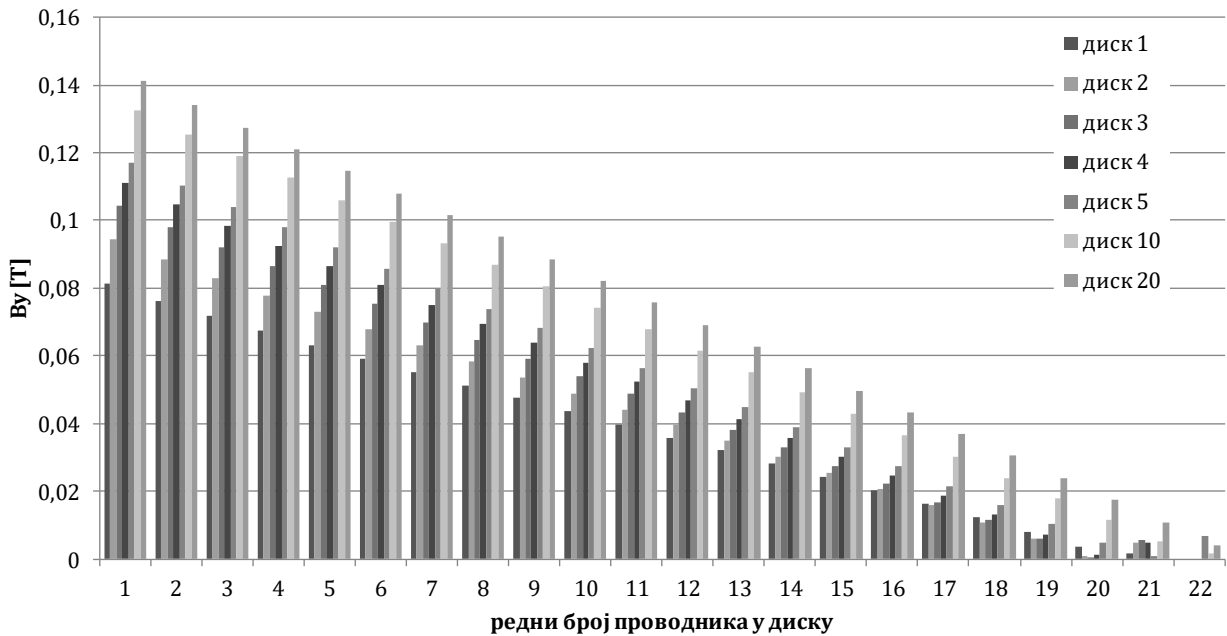
Сл. 6.5 – Расподела губитака у ВН намотају (вредности су дате за један диск, дискови су нумерисани одоздо нагоре)



Сл. 6.6 – Распореда додатних губитака у појединачним дисковима ВН намотаја (вредности су дате за сваки проводник, проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)



Сл. 6.7 – Вредности радијалне компоненте магнетске индукције у средишњим тачкама проводника појединачних дискова ВН намотаја (проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)



Сл. 6.8 – Вредности аксијалне компоненте магнетске индукције у средишњим тачкама проводника појединачних дискова ВН намотаја (проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)

6.2 Декомпозиција *hot-spot* фактора заснована на резултатима ДТХМ симулације

6.2.1 Прорачуни за радне режиме при оптерећењима 100 MVA и 112 MVA за оригиналну конструкцију

У Таб. 6.4 дати су резултати прорачуна добијени симулацијом у програму HoST Calculus базираном на ДТХМ за два радна режима (при 100 MVA и 112 MVA). Температура улазне воде (ϑ_v) у првом радном режиму је иста као у експерименталним мерењима у којима су одређене карактеристике РТ (17°C), а у другом радном режиму је узета максимална очекивана температура воде (25°C). За параметре које није било могуће добити од произвођача (отвори на каналу за дистрибуцију уља кроз које протиче уље које хлади магнетно коло и димензије отвора за регулацију протока у намотајима) усвојене су вредности типичне за трансформаторе сличне снаге и типа: двадесет рупа пречника 10 mm.

У новом радном режиму, порасте температура дефинисаних ИЕС стандардом су значајно ниже од максимално дозвољених. Порасте температура највиших температура намотаја су 59,46 K и 63,25 K, што је ниже од дозвољених 73 K (одређено као разлика температуре 98°C и максималне температуре расхладне воде 25°C) за ову класу изолације.

Вредности HS фактора добијене симулацијама за нови радни режим су 1,56 и 1,77, што су вредности уобичајене за овај тип намотаја. Вредност HS фактора се разликује за два различита оптерећења – за НН намотај се вредност мало повећала, а за ВН намотај се мало смањила.

Вредност Q фактора израчуната је као однос максималне и средње вредности губитака свих проводника једног намотаја. S фактор је по дефиницији (6.1) једнак количнику H и Q . Вредности сва три коефицијента за НН и ВН намотај дати су у Таб. 6.5.

Таб. 6.4 – Резултати термичких прорачуна

		$U = 1$ p.j. и $S = 100$ MVA	$U = 0,9$ p.j. и $S = 112$ MVA
ϑ_v	(°C)	17,00	25,00
ϑ_{gu}	(°C)	48,40	67,85
ϑ_{du}	(°C)	44,64	63,05
$\vartheta_{u sr}$	(°C)	46,53	65,45
P_γ	(kW)	383,2	537,2
Q_{tot}	(m ³ /h)	187,7	202,7
$\vartheta_{NN sr}$	(°C)	53,30	76,08
$\vartheta_{NN gu}$	(°C)	47,27	66,80
g_{NN}	(K)	6,77	10,63
$\vartheta_{NN hs}$	(°C)	58,74	84,46
H_{NN}	(-)	1,52	1,56
$\vartheta_{VN sr}$	(°C)	54,00	76,95
$\vartheta_{VN gu}$	(°C)	47,81	67,35
g_{VN}	(K)	7,48	11,50
$\vartheta_{VN hs}$	(°C)	62,03	88,25
H_{VN}	(-)	1,82	1,77

Легенда: P_γ – укупни губици, Q_{tot} – укупни запремински проток, H – HS фактор, g – градијент температуре „средња температура намотаја – средња температура уља одређена као $(\vartheta_{du} + \vartheta_{gu}) / 2$ “

Индекси: NN – нисконапонски намотај, VN – висконапонски намотај, gu – горње уље, du – доње уље, u sr – средње уље, sr – средња, hs – врућа тачка

Таб. 6.5 – Вредност HS фактора НН и ВН намотај и њихових компоненти (у односу на температуру горњег уља у расхладном систему, при оптерећењу 112 MVA)

	H	Q	S
НН	1,563	1,493	1,047
ВН	1,769	1,752	1,010

Вредности у Таб. 6.5 су рачунате према температури горњег уља. Као што је објашњено у поглављу 4.1.1, температура горњег уља једнака је температури уља након што се уље из свих контура (уље из намотаја, језгра и тзв. *by-pass* уље) помеша. Ово је температура која се мери у термометарском цепу на врху суда, и практично је једнака температури уља које излази из суда, ка расхладном систему. У општем случају, та температура не одговара излазној температури ни једне од поменутих хидрауличких грана. У том смислу, температура горњег уља није карактеристична ни за један активни део и није погодна за описивање локалних термичких појава у намотајима. У Таб. 6.6 дате су вредности HS фактора и његових компоненти, рачунате у односу на локалне температуре уља, тј. на температуре горњег уља сваког намотаја.

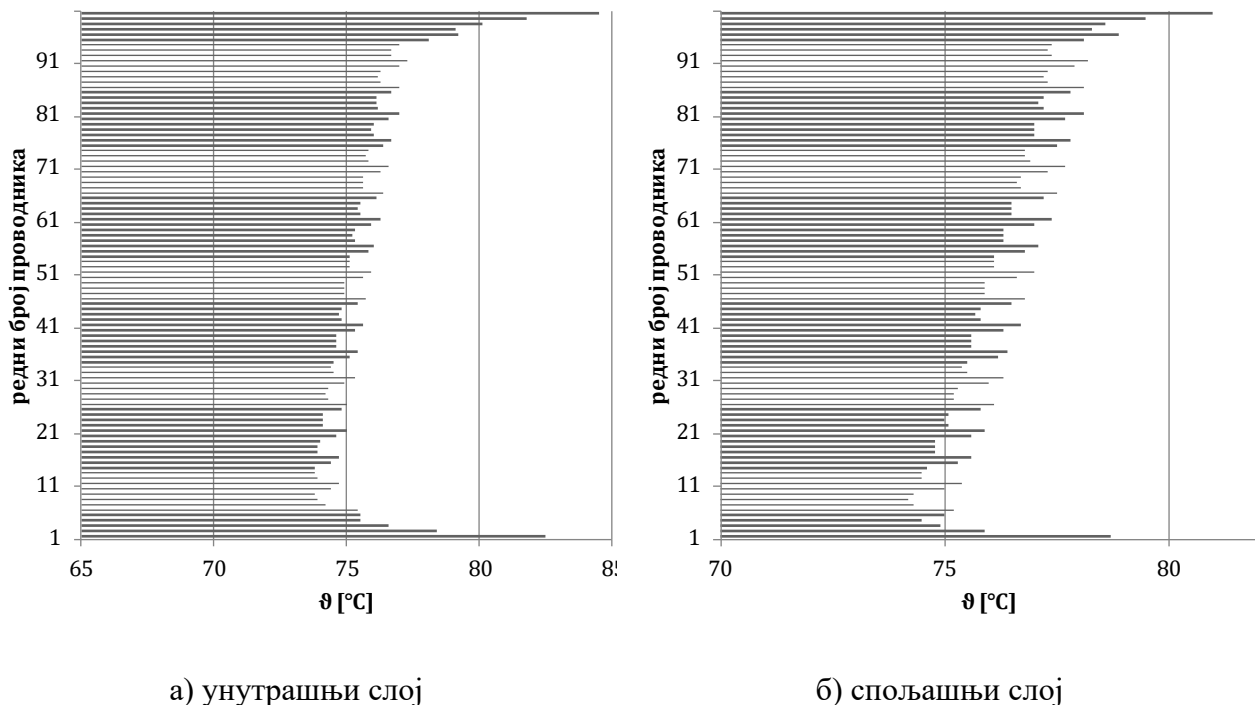
Таб. 6.6 – Вредност HS фактора НН и ВН намотај и њихових компоненти (у односу на температуре горњег уља у намотајима, при оптерећењу 112 MVA)

	H	Q	S
НН	1,583	1,493	1,060
ВН	1,774	1,752	1,013

Разлика вредности HS фактора рачунатих према различитим температурама уља (1,583 у односу на 1,563, односно 1,774 у односу на 1,769) у овом случају није значајна. У примеру из ове студије, режим хлађења ЕУТ је OD. У случају OD трансформатора, градијент температуре уља по висини је релативно мали, а захваљујући конструкцији највећи део масеног протока уља пролази кроз намотаје. Осим тога, код OD трансформатора најчешће се примењује регулација протока између његових главних намотаја, чиме се додатно смањује разлика температура горњег уља у њима. Међутим, важно је напоменути да се вредности HS фактора и његових компоненти рачунатих у односу на температуре уља у расхладном систему и у намотајима могу и значајније разликовати у неким специфичним околностима. О неким специјалним случајевима у којима се дефиниција HS фактора и параметара који га одређују морају пажљиво преиспитати, биће речи у поглављу 6.3).

Такође, важно је приметити да се вредност HS фактора мења са променом оптерећења.

На Сл. 6.9 и Сл. 6.10 дати су температурни профили НН и ВН намотаја, по висини. Вредности на Сл. 6.10 су средње температуре дискова, а на Сл. 6.11 дате су температуре појединачних проводника дискова горње секције ВН намотаја.

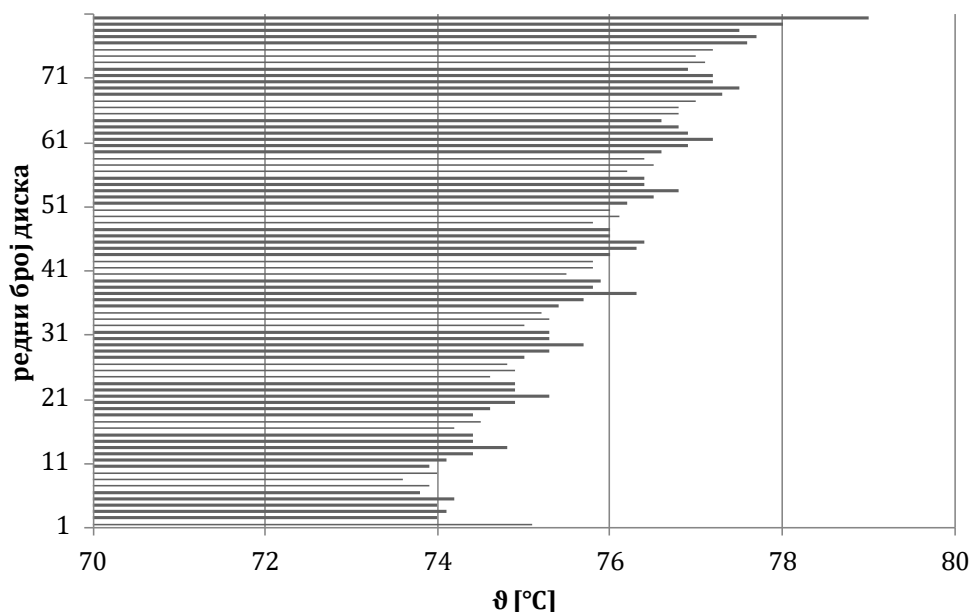


Сл. 6.9 – Расподела температуре проводника НН намотаја по висини (проводници су нумерисани одоздо нагоре)

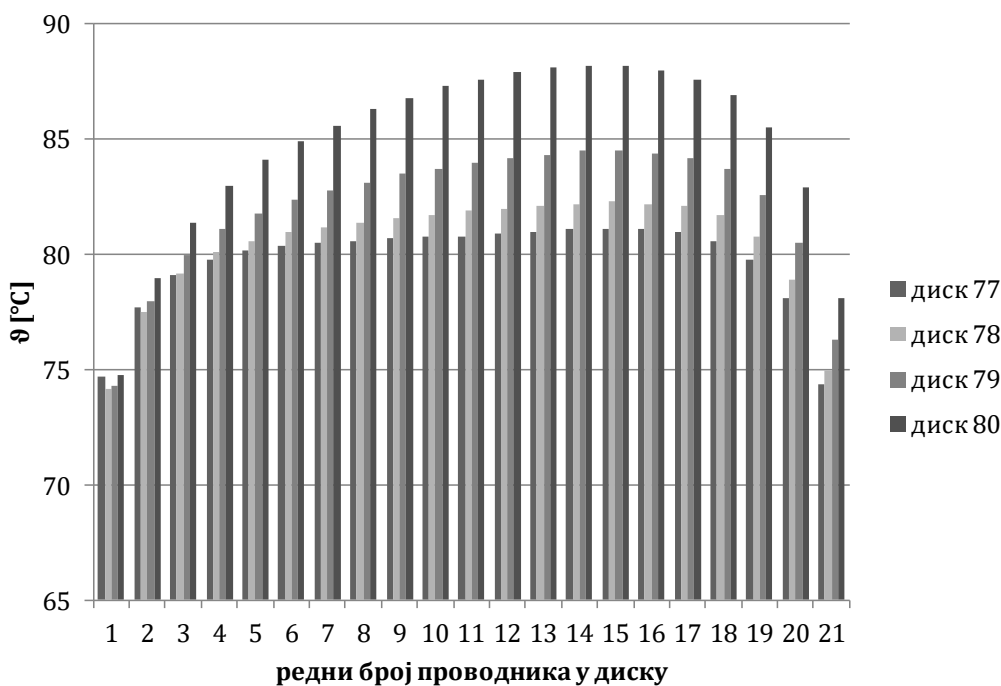
Промена температуре у радијалном правцу унутар диска ВН намотаја показује јасан тренд пораста температуре од аксијалних површина у додиру са уљем ка унутрашњости диска. Блага несиметрија у радијалном правцу, која постаје интензивнија на самом врху секције, последица је неравнотежа топлотних снага које одлазе у унутрашњи и спољашњи аксијални канал (у овом случају хлађење је нешто интензивније са унутрашње стране диска).

Посматрањем температурних профила у аксијалном правцу, уочава се неколико појава. Прва је да постоји генерални тренд линеарног пораста температуре намотаја са висином, што је последица пораста температуре уља по висини. Друга је да постојање тренда раста температура на врху и на дну намотаја, што је последица релативно високих додатних губитака услед постојања радијалне компоненте магнетског поља. Трећа појава, налик шуму, последица је неравномерног хлађења. У НН намотају је видљив понављајући образац, параболног облика који је суперпониран глобалном тренду промене температуре. За трећу,

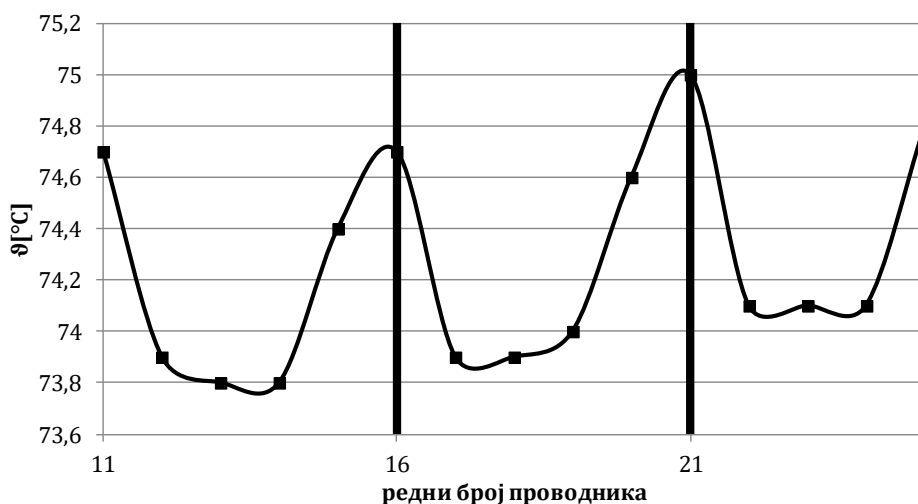
четврту и пету секцију НН намотаја (унутрашњи слој), на Сл. 6.12 дате су промене температуре и брзине уља у радијалним каналима – мале вредности брзина у првом и последњем радијалном каналу последица су мале висине канала, услед чега је ефикасност хлађења ових проводника нешто нижа у поређењу са осталим проводницима, што резултује нешто вишим температурама проводника. У ВН намотају, утицај неуниформног хлађења није тако јасно уочљив (Сл. 6.10) због неуниформне висине радијалних канала, услед чега се репетитивни образац у промени температуре не види. Ипак, одступање температуре од основних трендова (услед градијента температуре уља по висини и пораста губитака на врху и дну намотаја) налик шуму је такође присутно.



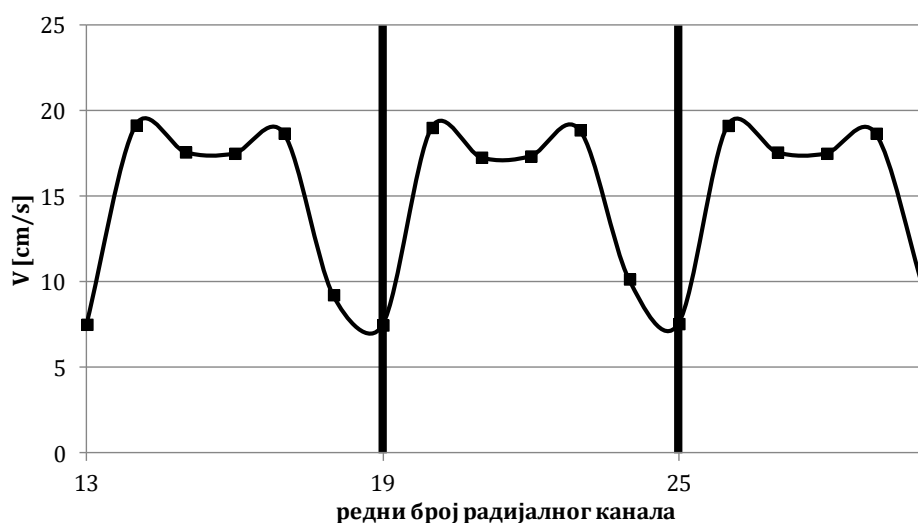
Сл. 6.10 – Распореда температуре дискова ВН намотаја по висини (дате су средње температуре дискова, дискови су нумерисани одоздо нагоре)



Сл. 6.11 – Распореда температуре проводника у дисковима горње секције ВН намотаја (проводници су нумерисани у смеру од језгра ка суду)



а) температура проводника

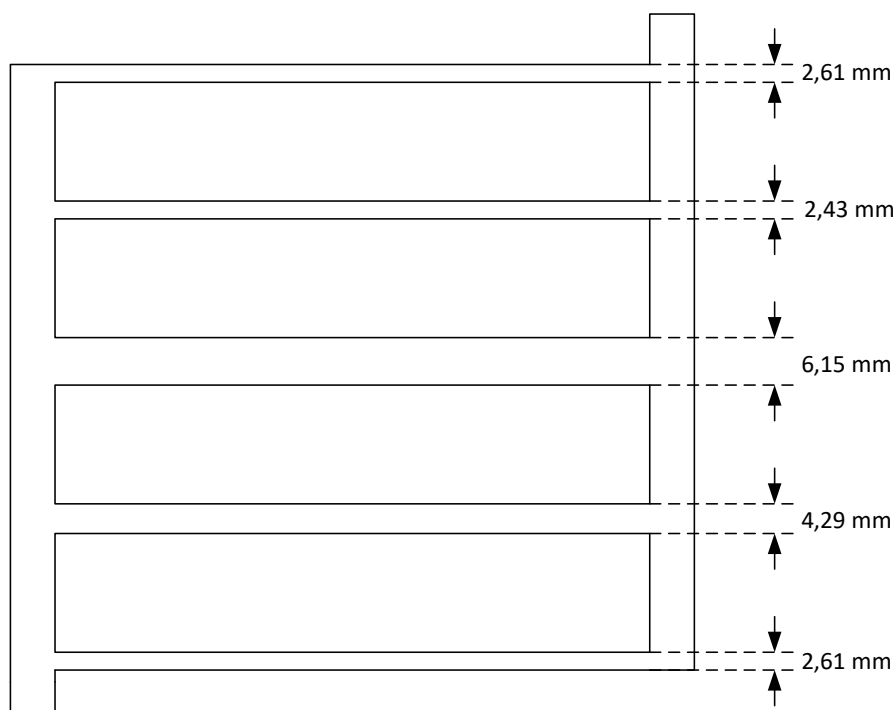


б) брзина уља у радијалним каналима

Сл. 6.12 – Расподела температуре проводника и брзине уља у радијалним каналима за трећу, четврту и пету секцију унутрашњег слоја НН намотаја

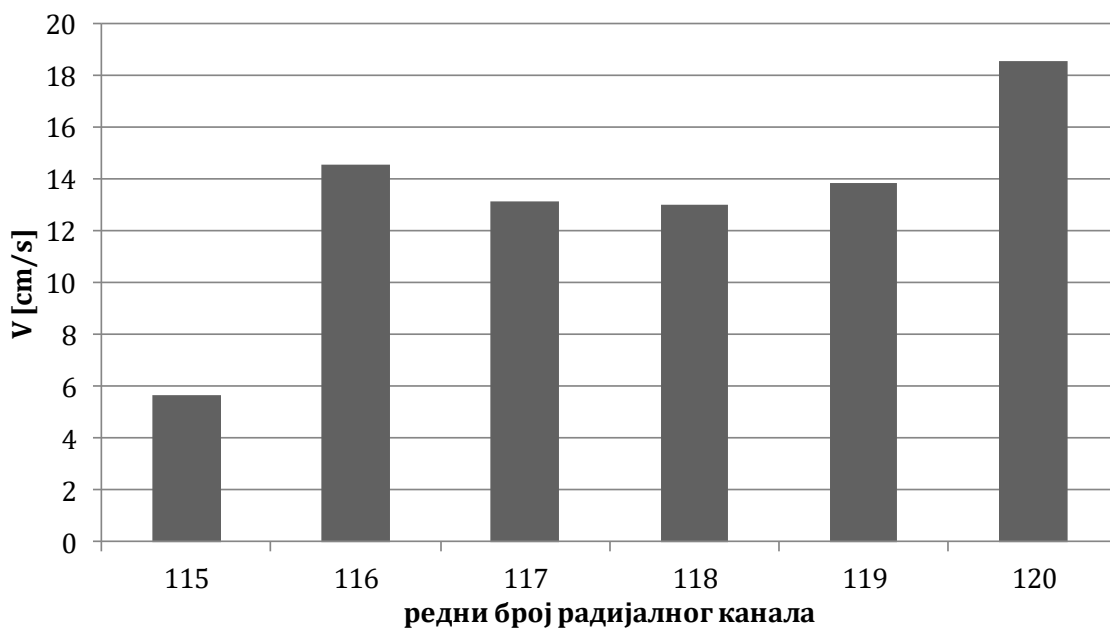
Као што се може наслутити, ове локалне осцилације температуре претежно су последица неуниформног хлађења. Неуниформност хлађења на локалном нивоу зависи, пре свега, од неуниформности КПТС и локалног градијента температуре намотај-уље. Како је описано у поглављу 4.2, КПТС за случај уљних канала у намотају је сложена функција геометријских параметара, температуре и најзначајније – брзине уља.

Расподела брзине уља у намотајима зависи пре свега од геометрије намотаја. У конкретном случају цик-цак намотаја, један од основних параметара је број радијалних канала по секцији и њихова висина. Ширина аксијалних канала такође утиче на расподелу протока. Приликом решавања хидрауличке мреже намотаја, HoST Calculus узима у обзир смањење аксијалне димензије радијалних канала услед смањења висине одстојника као резултата вертикалне силе сабијања намотаја које се врши на крају производног процеса (такозвани *shrinkage* одстојника и папирне изолације). Такође, у обзир се узима и стварање испупчења (*bulge*) папирне изолације услед савијања проводника, што додатно смањује попречни пресек радијалних канала. Након уважавања ова два ефекта, висине радијалних канала у горњој секцији ВН намотаја се смањују на вредности приказане на Сл. 6.13. Висине радијалних канала НН намотаја су исте (2,329 mm), са изузетком радијалних канала непосредно уз баријеру за усмеравање уља, које су нешто мање (1,164 mm).

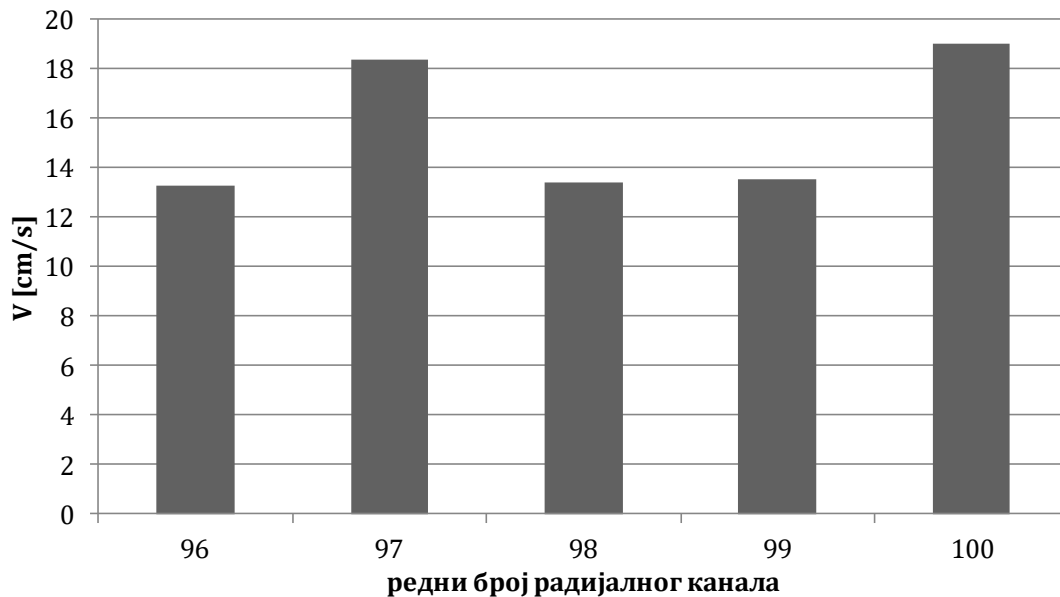


Сл. 6.13 – Еквивалентне висине радијалних канала (са уваженим смањењем које је последица механичког притиска и испупчења услед савијања проводника) у горњој секцији ВН намотаја

Вредности брзине уља у каналима за горње секције НН и ВН намотаја дате су на Сл. 6.14. и Сл. 6.15.



Сл. 6.14 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције унутрашњег слоја НН намотаја



Сл. 6.15 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције ВН намотаја

6.2.2 Декомпозиција HS фактора унутар једне цик-цак секције

Потпуно аналогно вредностима за цео намотај, за једну секцију цик-цак намотаја могу се дефинисати локални HS фактор и његове компоненте. У Таб. 6.7 дате су локалне вредности ових фактора за доњу и горњу секцију ВН намотаја, уз локалне температуре уља (на уласку и изласку из секције), локалне средње температуре намотаја, као и највишу локалну температуру намотаја. Значајно нижа вредност HS фактора је последица значајно ниже вредности фактора губитака Q (на средњу вредност губитака по целом намотају значајно утичу губици у средини намотаја који су знатно нижи од оних на дну и врху). Релативно ниска вредност фактора S се није значајно променила јер секције дуж целе висине намотаја садрже мали број проводника/радијалних канала. Из тог разлога је хлађење веома ефикасно целом висином намотаја.

Таб. 6.7 – Локалне вредности карактеристичних температура, HS фактора и његових компоненти у горњој и доњој секцији ВН намотаја

		доња секција	горња секција
$\vartheta_{gu S}$	(°C)	63,37	67,35
$\vartheta_{du S}$	(°C)	63,11	67,05
$\vartheta_{u sr S}$	(°C)	63,24	67,20
$\vartheta_{VN sr S}$	(°C)	78,34	81,79
$\vartheta_{VN hs S}$	(°C)	84,90	88,20
H_S	(-)	1,426	1,429
Q_S	(-)	1,364	1,380
S_S	(-)	1,045	1,036

Напомена: индекс S означава да се вредности односе на секцију

6.2.3 Резултати симулација са модификованом геометријом намотаја

У пракси је чест случај да секције цик-цак намотаја садрже већи број проводника у аксијалном правцу. Као илустрација, извршене су још две симулације. Оригинална геометрија намотаја модификована је тако што су поједине баријере уклоњене. У првој симулацији модификован је НН намотај, а у другој ВН намотај. У оба случаја уклоњена је баријера између прве и друге секције, тако да проводници две доње секције оригиналног намотаја чине једну

секцију модификованог намотаја. Све остале секције модификованог намотаја се састоје од проводника три спојене секције, настале уклањањем по две баријере. Оба модификована намотаја тако се састоје од седам секција. Доња секција модификованог НН намотаја има 11 радијалних канала, а осталих шест секција по 16 радијалних канала. Доња секција модификованог ВН намотаја има 9 радијалних канала, а осталих шест секција по 13 радијалних канала. На месту где су уклоњене баријере на овај начин је, уместо два радијална канала међусобно одвојена баријером, формиран један радијални канал, чија је висина једнака збиру висина канала испод и изнад баријере и дебљине баријере. Резултати ове две симулације, за улазну температуру воде од 17°C и оптерећење 100 MVA (при номиналном напону) дати су у Таб. 6.8.

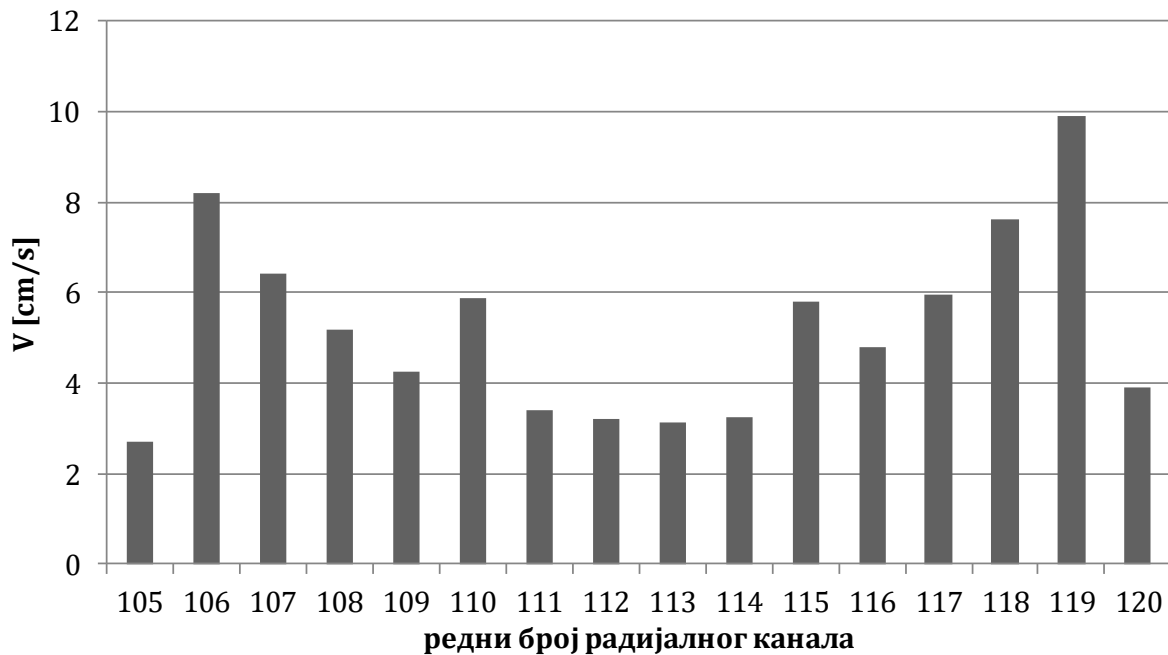
Таб. 6.8 – Резултати симулација са модификованим намотајима

		оригинална констр.	модификован НН намотај	модификован ВН намотај
Q_{tot}	(m ³ /h)	187,7	188,5	188,8
$Q_{prot,NN}$	(m ³ /h)	26,35	28,85	24,37
$\vartheta_{NN sr}$	(°C)	53,30	53,84	53,48
$\vartheta_{NN hs}$	(°C)	58,74	60,01	59,05
H_{NN}	(-)	1,52	1,62	1,53
Q_{NN}	(-)	1,493	1,493	1,493
S_{NN}	(-)	1,018	1,085	1,025
$Q_{prot,VN}$	(m ³ /h)	29,21	27,34	32,02
$\vartheta_{VN sr}$	(°C)	54,00	54,28	56,29
$\vartheta_{VN hs}$	(°C)	62,03	62,54	62,98
H_{VN}	(-)	1,82	1,82	1,49
Q_{VN}	(-)	1,752	1,752	1,752
S_{VN}	(-)	1,039	1,039	0,85

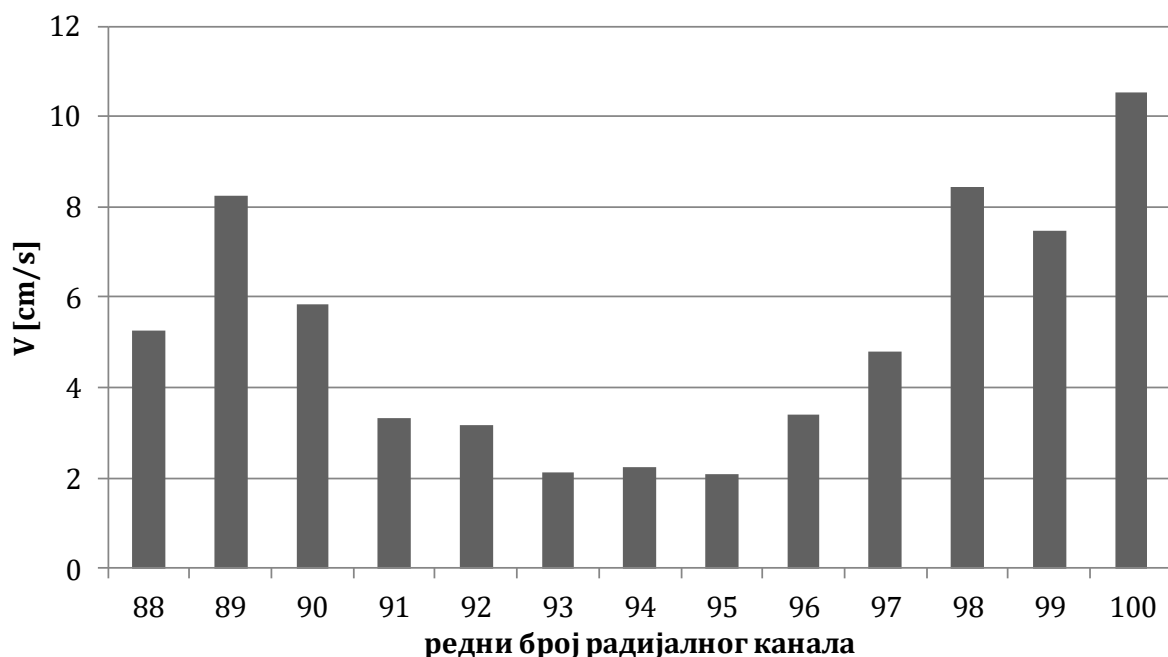
Напомена: У овој табели, индексом *prot* уз *Q* наглашено је да се ради о запреминском протоку, а не о компоненти HS фактора

Као што је и очекивано, уклањањем баријера, и поред малог пораста укупног протока кроз намотаје (услед смањења хидрауличког отпора), дошло је до пораста средње температуре намотаја услед значајног смањења брзине уља у радијалним каналима. У ВН намотају дошло је до значајног смањења HS фактора, тј. његове *S* компоненте, чија је вредност за ВН намотај сада нижа од 1, док је ова промена у НН намотају била мање интензивна из два разлога. Први разлог је то што је ВН намотај шири и има више међусобно изолованих проводника у радијалном правцу (што отежава пренос топлоте провођењем ка аксијалним каналима), услед чега се смањењем радијалних протока значајно смањује укупни КПТ ка уљу. Други разлог што су промене HS температуре и вредности HS фактора мање изражене у НН намотају је расподеле протока (брзина) уља у радијалним каналима. На Сл. 6.16 и Сл. 6.17 дате су брзине уља у горњој секцији унутрашњег слоја НН намотаја и горњој секцији ВН намотаја. Брзина уља у радијалним каналима ВН намотаја мења се у широком опсегу и у средини секције има знатно нижу вредност од брзине на месту HS (диск између радијалних канала број 99 и 100). Практично, хлађење је најефикасније на месту HS, стога је вредност фактора *S* мања од 1. Овим је илустрован можда и највећи недостатак концепта декомпозиције HS фактора на компоненте *S* и *Q*: положај проводника где је густина губитака највиша у општем случају се не поклапа са местом где је хлађење најнеефикасније. Стога, HS фактор израчунат као једноставан производ неких типских вредности ова два фактора можда неће одговарати реалној ситуацији, чак – може бити потпуно обмањујући. Овај недостатак је препознат и у самом стандарду [11] (анекс D). Други важан недостатак овог приступа јесте игнорисање чињенице да се променом расподеле губитака утиче на расподелу температура која, као што је показано, може значајно

да утиче на хидрауличке прилике у намотају и на расподелу протока, што доводи до промене вредности фактора S . Дакле, ове две компоненте зависе једна од друге и не могу се одређивати независно.



Сл. 6.16 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције модификованог НН намотаја



Сл. 6.17 – Брзина уља у радијалним каналима горње секције модификованог ВН намотаја

Расподела брзине уља у радијалним каналима НН намотаја је нешто униформнија у односу на расподелу брзина у ВН намотају, са тим да је у каналу испод проводника на врху намотаја (у којем је лоциран НС) брзина највиша, док је у каналу изнад проводника на врху намотаја значајно нижа. Кумулативно, ово чини да ефекат који је довео до S фактора нижег од један не постоји у НН намотају. Очигледно, одређивање расподеле протока у намотају је од велике важности за одређивање места и вредности највише температуре намотаја. Иако се

може уочити генерални тренд да су протоци нешто виши при врху и дну намотаја, а нижи у средини, расподела пресудно зависи од висина појединачних канала. Стога су протоци у изузетно уским каналима на врху и дну секције НН намотаја видљиво нижи од просека. Важно је напоменути да на расподелу протока значајно утиче и конструкција расхладног система, тј. да ли је трансформатор (посматрани намотај) ОД или ОН конструкције. Из овог разлога закључци изведени овде не важе у потпуности за ОН намотаје. Расподела протока зависи и од вредности локалних падова на местима раздвајања уља (улазни аксијални канал) и спајања уља (излазни аксијални канал), као и у кривинама испод првог и изнад последњег диска). Ови падови притисака зависе од више фактора, пре свега, односа брзина у аксијалном и радијалном каналу, али и од брзине у аксијалном каналу, која је значајно већа у случају ОД него у случају ОН хлађења.

6.3 Примери неочекиваних вредности *hot-spot* фактора израчунатих на традиционалан начин и коришћењем вредности горњег уља у цепоу (уласку у хладњаке)

Као што је већ илустровано у овом поглављу, више различитих ефеката утиче на положај и вредност највише температуре намотаја. Међутим, постоје специјални случајеви, неретки у пракси, при којима треба бити изузетно опрезан ако се прорачун температуре врши коришћењем традиционалних прорачунских метода и HS фактора.

Између осталог, у поглављу 6.2 већ је илустрована зависност вредности HS фактора од температуре уља према којој је дефинисан³⁷. Када су градијенти температура по висини намотаја виши, а проток између њих нерегулисан, разлика вредности HS дефинисаних на ова два начина може бити знатно већа него што је то био случај код трансформатора из студије. Као посебан пример екстремних разлика вредности HS фактора према горњем уљу у намотајима у односу на вредности према горњем уљу у расхладном систему издваја се OF режим хлађења код кога је примењена пумпа велике снаге. Тада се поред наведених ефеката јавља и висок *by-pass* уља. Ово уље не пролази кроз активне делове трансформатора, већ се греје искључиво релативно малим губицима у суду и конструкционим деловима, па је за велике протоке његова температура значајно нижа од температуре уља у намотајима. Овако се температура масе мешаног уља на врху трансформатора значајно снижава у односу на температуре уља на излазу из намотаја. Као пример овога, у Таб. 6.9 дати су резултати прорачуна једног реалног OFAF трофазног ЕУТ. Пре свега, може се приметити да постоји значајна разлика у температури уља на врху намотаја и температуре горњег (мешаног) уља, које улази у расхладни систем. Резултат овога је значајна разлика у вредности HS фактора ($H_L < H_{RS}$). Други интересантан детаљ резултата је вредност HS фактора НН намотаја од свега 0,78. Иако, на први поглед, делује да ово нема никаквог физичког смисла, разлог овоме је једноставан – најтоплији проводник се не налази на врху намотаја. У конкретном примеру, цик-цак секције НН намотаја су биле изузетно велике, тј. садржале су велики број радијалних канала. Услед овога се појављују области ниских радијалних протока. Ово је чест случај у пракси, који не мора увек да представља грешку, али свакако га одликује неефикасно хлађење на радијалним површинама и треба га избегавати. У овом конкретном случају, ширина намотаја је била релативно мала, а последица тога је да температуре нису биле екстремно високе, већ су биле у дозвољеним границама. У овом примеру најтоплији проводник, чији је пораст температуре 55,09 К био је седамдесет осми одоздо, од укупно 105 – далеко од врха намотаја. Пораст температуре горњег проводника према амбијенту је 52,0 К. Температура уља на месту 78-ог проводника је нижа од температуре уља на месту 105-ог проводника, због чега је вредност разлике HS температуре и температуре на врху намотаја, према којој се одређује HS фактор – мала. У овом конкретном случају, употребом неке стандардне вредности HS

³⁷ према температурама уља у расхладном систему (које се рутински мере) или према локалним температурама уља у намотају

фактора за прорачун температуре (на пример 1,3 уместо стварних 1,03), HS температура би била значајно прецењена.

Таб. 6.9 – Вредности термичког прорачуна трофазног OFAF трансформатора

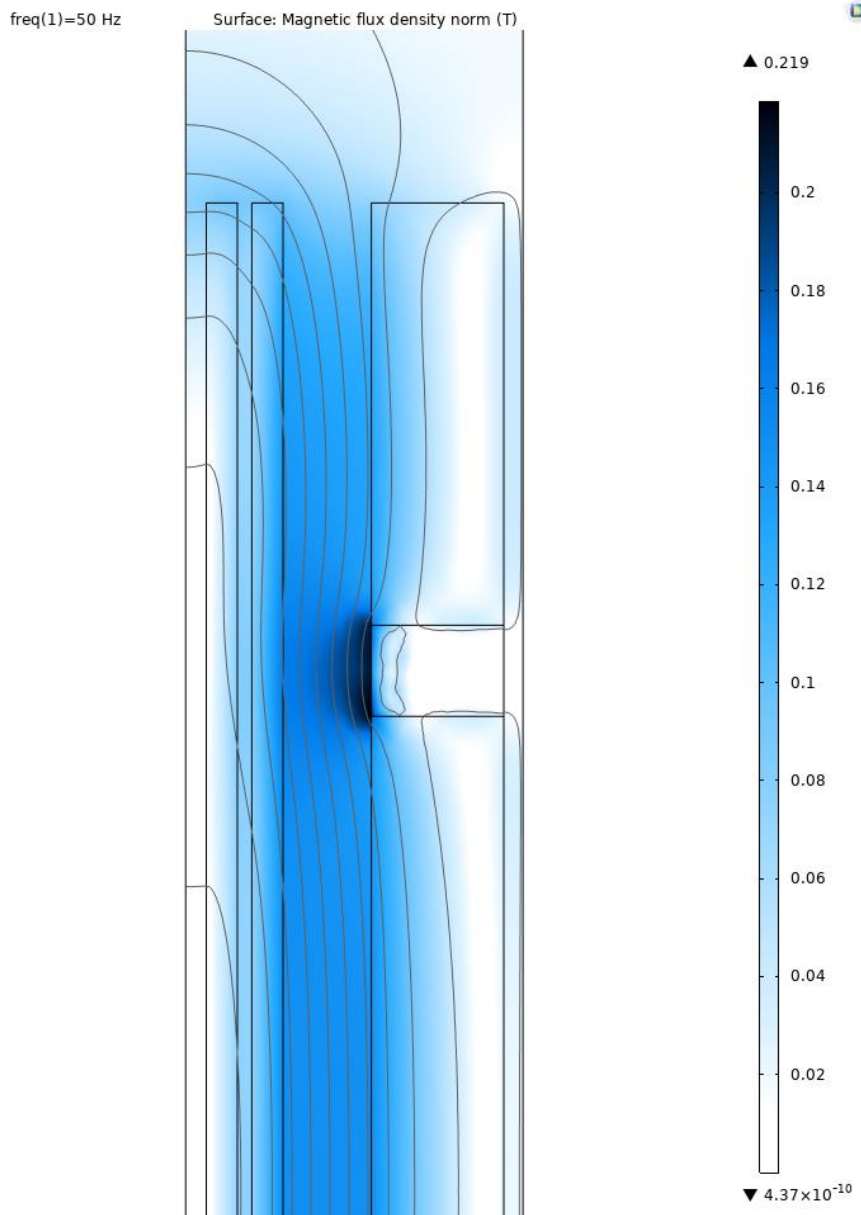
θ_{gu}	(K)	36,84	
θ_{du}	(K)	25,68	
$\theta_{u sr}$	(K)	31,26	
		НН намотај	ВН намотај
θ_{sr}	(K)	49,02	51,82
θ_{gu}	(K)	43,95	44,27
θ_{hs}	(K)	55,09	63,78
g_L	(K)	14,25	16,9
H_L	(-)	0,78	1,15
g_{RS}	(K)	17,76	20,57
H_{RS}	(-)	1,03	1,31

Легенда: θ означава порасте температуре у односу на температуру амбијента; индекс L означава вредности рачунате према локалној температури уља у намотајима; индекс RS означава вредности рачунате према температурама уља у расхладном систему

Посебан проблем представља могућност (чак врло извесну) да се положај најтоплије тачке намотаја не поклапа са положајем максималних губитака. Један од специфичних примера када је ово случај, приказан је на Сл. 6.18 (слика је само илустрација, али је геометрија заснована на стварном трансформатору). На њој је приказана расподела магнетског поља у намотају са изводима, који на истом цилиндру садржи и основне и регулационе навојке. У посматраном положају регулатора напона кроз регулационе навојке не протиче струја. Услед стварања прекида у расподели ампер-навојака, долази до поремећаја у магнетском пољу, и појаве значајне радијалне компоненте поља. Губици у стандардним трансформаторским проводницима, правоугаоног облика веће аксијалне димензије у односу на радијалну – значајно расту са порастом радијалне компоненте поља (што је већ и описано у претходним деловима овог поглавља). Због тога, највећа густина губитака може се појавити у проводницима непосредно уз регулациони део намотаја, а не на врху и дну намотаја, где су очекиване. Слично се може догодити и у намотајима са уласком у средини (где, такође, услед стварања размака између доњег и горњег дела долази до закривљења линија расутог поља, и стварања радијалне компоненте поља) и другим геометријским решењима која стварају поремећај у расподели поља.

6.4 Закључак студије и физичка интерпретација *hot-spot* фактора

Основни закључак студије је да, при сниженом напону од 90% називне вредности и струји једнакој 124,4% називне (при којима је снага трансформатора 112 MVA), највише температуре намотаја и уља у блок-трансформатору у трајном раду су ниже од дозвољених. Критична температура – највиша температура намотаја (ВН намотаја), при новом номиналном оптерећењу од 112 MVA и највишој очекиваној температури расхладне воде од 25°C је 88,2°C: ово је знатно ниже од максимално дозвољених 98°C за папирну изолацију, при којој је релативно старење папирне изолације јединично (номинално). Другим речима, права називна снага је значајно виша од оне коју је произвођач декларисао (100 MVA).



Сл. 6.18 – Распореда магнетског поља у намотајима са изводима када поједине секције нису оптерећене

Приликом анализе резултата прорачуна, посебна пажња је посвећена HS фактору. Закључак разматрања је да начин одређивања HS фактора као производа S и Q није добар, због немогућности адекватног одређивања фактора S , и да се концепт прорачуна представљеног у стандарду мора променити. Док је фактор неравномерности Q могуће одредити релативно лако, само на основу израчунате расподеле губитака по запремини намотаја, то није случај за фактор „неравномерности хлађења“ S . Користећи као улазне податке вредности губитака у сваком од проводника, ДТХМ омогућава добијање расподеле температура намотаја, а самим тим и HS температуре као и средње вредности температуре намотаја. ДТХМ као резултат даје и вредности доњег и горњег уља, како оног на врху сваког намотаја, тако и мешаног горњег уља, које улази у расхладни систем. Из ових вредности и изворне дефиниције HS фактора лако се израчунава његова вредност. На тај начин, HS температура одређује се директно и избегавају се проблеми повезани са одређивањем вредности фактора S .

7 Унапређење модела елемената ДТХМ

У поглављу 4 наглашено је да је од суштинске важности имати што тачније изразе за локалне вредности КПТС и локалне падове притиска. Многи конструкциони делови трансформатора су такви да за њих у литератури (књиге, чланци и приручници) не постоје формуле за локалне вредности КПТС и падове притисака. Ипак, потребно је нагласити да је ДТХМ релативно млада метода, због чега није спроведено много истраживања са циљем побољшања ових израза.

Различите једначине за неке уобичајене геометрије одавно постоје и објављене су у литератури (пре свега настале експерименталним мерењима и објављени у приручницима: у [50, 51] објављене су формуле за локалне падове притисака, у [30] су сабрани бројни изрази за математичко описивање преноса топлоте.

У новије време, развојем софтвера заснованих на FEM/CFD појавила се бржа и јефтинија алтернатива експериментима, па се на основу резултата добијених њиховом применом може доћи до једначина за одређивање локалних падова притисака и КПТС за специфичне елементе ДТХМ, као зависности од њихове геометрије и радних услова (мисли се, пре свега, на вредност протока и температуре). У [88] су дате једначине за локални пад притиска на местима рачвања и скупљања. Изрази за локалне падове притисака на кривинама, местима рачвања и скупљања, за трансформаторске цик-цак намотаје, дати су у [47]. У дводелном раду [89, 90] дати су изрази и за локалне падове притиска и за пренос топлоте у намотајима. У [45] презентован је целокупан термо-хидраулички модел трансформаторских радијатора, укључујући и AF модел струјања ваздуха. У [91] 3D FEM/CFD симулацијама испитан је, а затим и експериментално валидиран, утицај различитих конфигурација вентилатора на ефикасност хлађења расхладног система ЕУТ.

У литератури је представљена и експериментална валидација тачности FEM/CFD симулација. У [43] извршено је поређење резултата експеримента на моделу цик-цак намотаја и 2D и 3D FEM/CFD симулација. У [92] извршено је поређење резултата експеримента и FEM/CFD симулација трансформаторских радијатора у ONAN режиму, а у [44] је и поред експерименталне валидације у ONAN режиму, извршена и валидација у ODAN (OFAN) режиму.

Ово поглавље посвећено је истраживањима чији је циљ био унапређење математичких модела два елемента ДТХМ. Прво унапређење се односи на моделовање локалног пада притиска у глави радијатора на основу експерименталних истраживања (део резултата ових експеримената објављен је у међународном часопису [93]). Друго унапређење се односи на израду нових једначина за израчунавање КПТС за случај радијалних канала у намотајима са аксијалним и радијалним уљним каналима без баријера за усмеравање тока уља (в. Сл. 2.13 б)). Нове једначине за прорачун КПТС су направљене на основу резултата FEM/CFD симулација.

7.1 Изрази за пад притиска у глави радијатора

Током вишегодишње употребе програма HoST Calculus [17], у сарадњи са корисницима, праћена су одступања резултата прорачуна од резултата мерења извршених при HRT и у оквиру FAT. Примећено је да су резултати прорачуна значајније одступали од резултата мерења у случају употребе РТ радијаторског типа при великим протоцима уља, тј. када се хлађење врши помоћу радијатора и уљних пумпи. Наиме, градијент температуре уља по висини (разлика температуре горњег уља и доњег уља) био је потцењен (резултати прорачуна су предвиђали мањи градијент од мереног), другим речима – укупни проток уља је био прецењен. Након анализе потенцијалних узрока наведеног проблема, све је указивало да

се највероватније ради о паду притиска у глави радијатора (Сл. 7.1), који је у тадашњој верзији програма био занемариван.

Експерименти, на основу којих су успостављени изрази за израчунавање пада притиска у глави радијатора, извршени су у Фабрици трансформатора „Тамини Трансформатори С.р.л.“ (Лењано, Италија) [94]. На експерименталној поставци коришћени су радијатори који се користе и на стварним трансформаторима. Експериментима су били обухваћени радијатори три различита произвођача, чија се конструкција разликује, и за које је било очекивано да имају различите падове притиска у глави радијатора. У низу експеримената извршена су мерења температура, протока и притисака. Након обраде експерименталних резултата дефинисан је облик једначине за прорачун пада притиска у глави радијатора. Једначине су функција температуре и протока уља, а коефицијенти који фигуришу у њима разликују се за сваки од три испитивана типа радијатора.



Сл. 7.1 – Глава радијатора, сликано у испитној станици Фабрике трансформатора „Тамини Трансформатори С.р.л.“

7.1.1 Конструкција експерименталне поставке

Експериментална поставка направљена за потребе ових истраживања приказана је на Сл. 7.2. Осим висине суда која одговара реалном великом ЕУТ (што је био услов, како би профил температурног градијента по висини био што сличнији оном који постоји код правих ЕУТ, што је посебно важно за ОН режим рада), друге две димензије³⁸ мање су од димензија суда реалног ЕУТ, чија је снага губитака слична онима које су задате током експеримената. Разлог за то је што се уместо трансформаторских намотаја и магнетског кола у суду налазе специјално направљени грејачи (Сл. 7.3), који заузимају знатно мање простора.

Снагу грејача (максимална снага три коришћена модула, приказана на Сл. 7.3, износи 600 kW), током експеримента, могуће је мењати контролом струје грејача. Грејачи раде на ниском напону (максимални напон је 800 V). Доњи грејач се састоји од 6 блокова, од којих сваки има 25 плоча, ширине 213 mm, и висине 138 mm, а између којих се налази размак од 20 mm. Средњи и горњи грејач се састоје од укупно 12 истоветних блокова (6 у средњем, 6 у горњем грејачу), од којих сваки има 9 плоча, ширине 507 mm, висине 250 mm, а између којих се налазе канали ширине 18 mm. Међусобна удаљеност између суседних група грејача је 150 mm.

³⁸ ширина и дужина

Основу расхладног система чини модуларни³⁹ радијаторски блок са четири радијатора висине 3,2 m. Сваки од ова четири радијатора се састоји од 32 плоче, ширине 520 mm. У описаним експериментима коришћени су радијатори три различита произвођача, чије су основне геометријске карактеристике дате у Таб. 7.1. На радијаторе су постављене две независне групе вентилатора⁴⁰ – хоризонтална и вертикална вентилаторска група, свака са по два вентилатора (постављени као на Сл. 7.4). Радијатори су са судом повезани системом цеви који садржи и модуларну пумпну секцију⁴¹ која се помоћу система вентила лако и брзо може уклонити или заменити другом⁴².



Сл. 7.2 – Експериментална поставка у испитној станици фабрике Tamini

³⁹ радијаторски блок је направљен тако да се радијатори могу лако уклонити и поставити други.

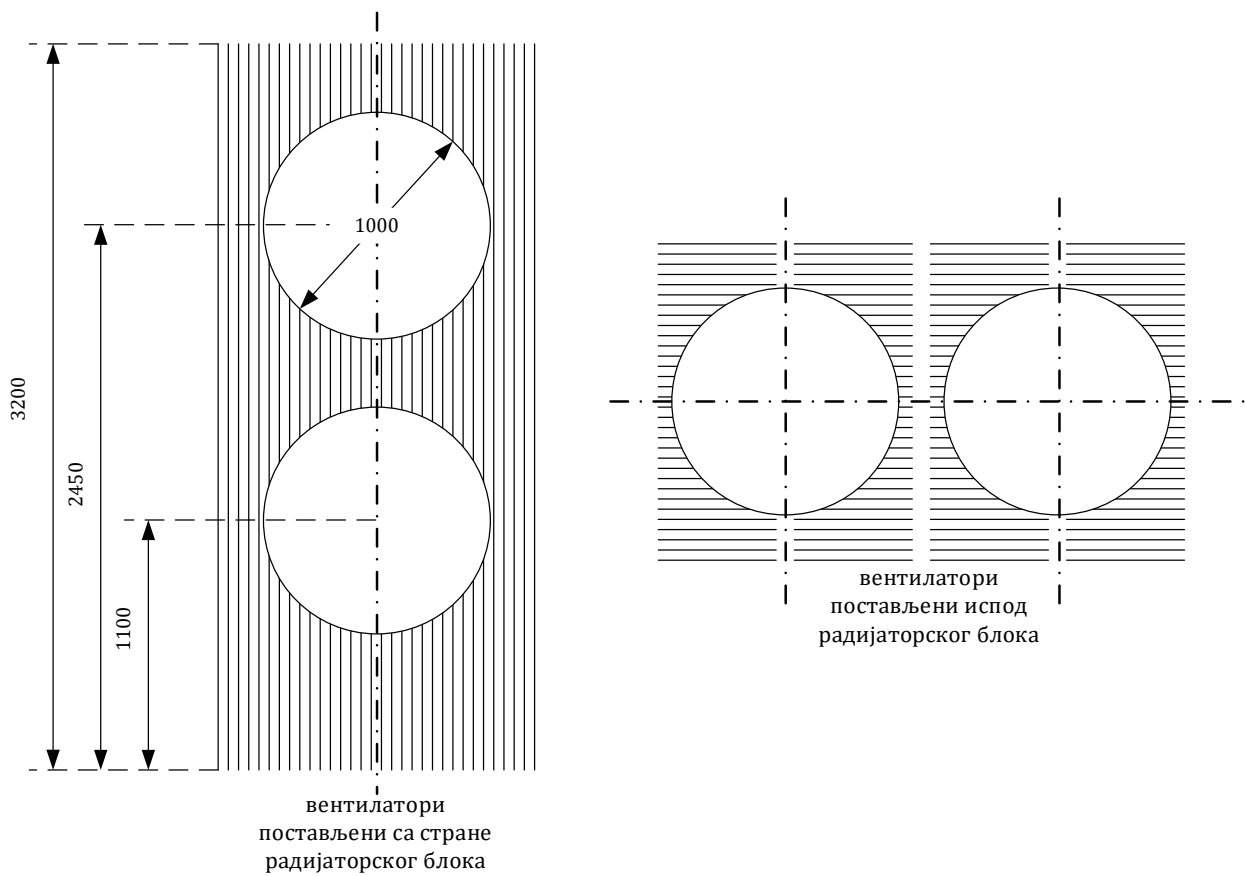
⁴⁰ произвођач вентилатора је Ziehl Abegg, модел FC100-MDL.7Q.A7, за 400 V, 50 Hz, веза троугао.

⁴¹ у експериментима описаним у овом поглављу коришћена је пумпа Boldrocchi DN100.

⁴² ово је било потребно за додатне експерименте који нису предмет анализе описане у овом поглављу.



Сл. 7.3 – Грејачи коришћени у експериментима

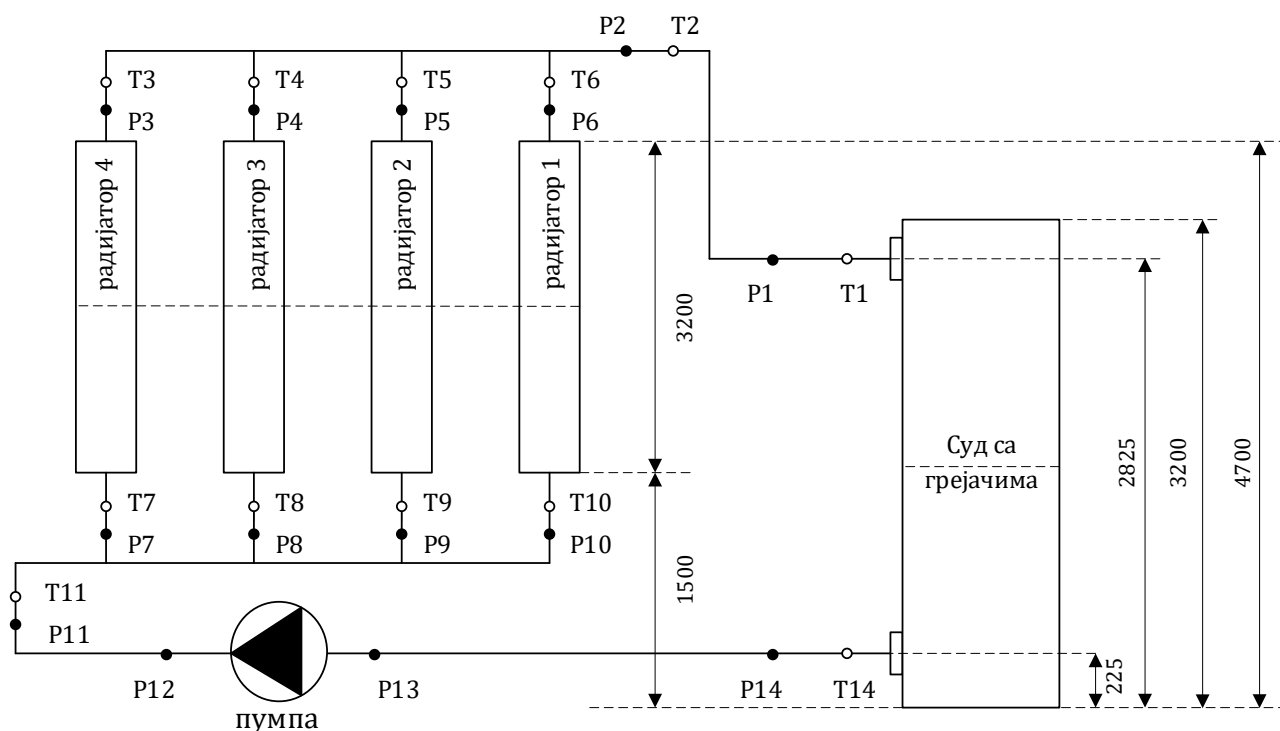


Сл. 7.4 – Положај вентилатора на експерименталној

Таб. 7.1 – Основне геометријске карактеристике радијатора коришћених у експериментима

Тип радијатора	Бр. канала	Хидраул. пречник једног канала (mm)	Спољашњи обим плоче (m)
Тип 1	6	98,4	1,120
Тип 2	6	122,8	1,158
Тип 3	7	153,1	1,111

На Сл. 7.5 приказана је концептуална шема експерименталне поставке. На њој су приказани положаји температурних сензора (означени са T1-T11 и T14) и места на којима су постављени сензори за мерење притиска (P1-P14). Температуре су мерене системом Graphtec Logger GL 840. Као сензори температуре коришћене су PT100 сонде. PT100 сонде су постављене у цевовима уграђеним на цеви. Резолуција мерења температуре овим системом је 0,1°C. За мерење притиска коришћени су сензори притиска Leo 2, произвођача Keller, резолуције 100 Pa. Сензори притиска се постављају на наменске вентиле, уграђене на мерним местима поставке. Проток уља је мерен ултразвучним мерачем протока SITRANS F US произвођача Siemens AG. Мерач протока је постављен на цеви за хладно уље, приближно пола метра од места уласка цеви у суд, како би био постављен што даље од пумпе, на месту стабилне расподеле протока уља (по упутству произвођача, мерач протока треба поставити на најдужем равном делу система цеви, на што већем растојању од последњег места поремећаја струјница, а пожељно је да то растојање буде бар десет пута веће од пречника цеви).

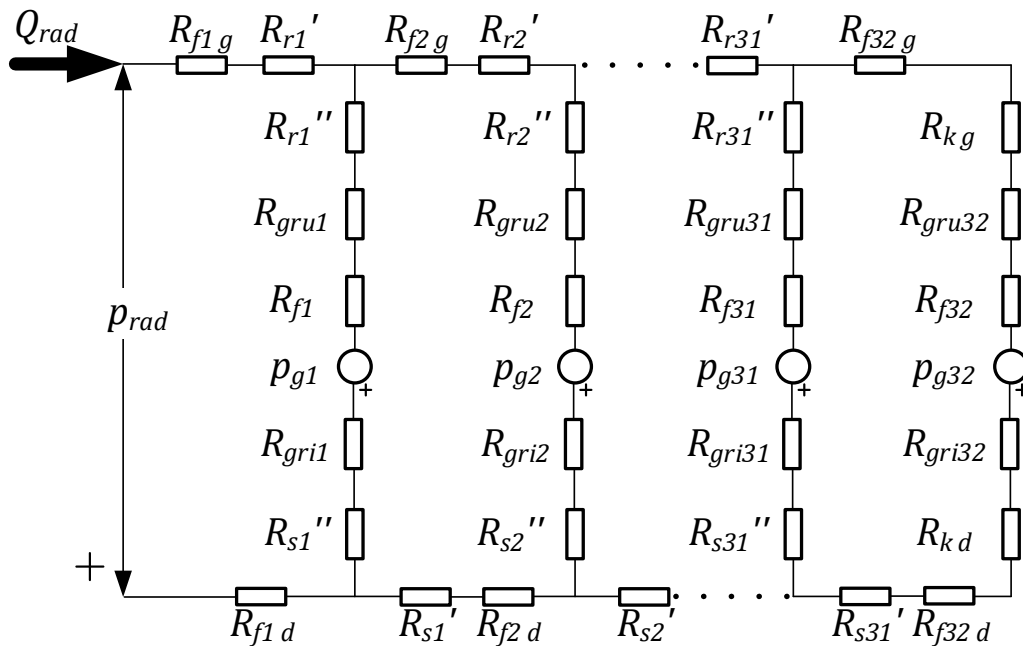


Сл. 7.5 – Концептуална шема експерименталне поставке и позиције мерних сензора

7.1.2 Адаптација софтвера базираног на ДТХМ, термо-хидраулички модел додатног пада притиска у глави радијатора

У поглављу 4.3 на Сл. 4.8 приказана је хидрауличка шема једног радијатора. Моделу који одговара овој хидрауличкој шеми, потребно је увести додатне хидрауличке отпоре којима се моделује пад притиска у главама радијатора. На Сл. 7.6 дата је модификована хидрауличка

шема радијатора на којој су отпорима $R_{gru i}$ и $R_{gri i}$ (где је индекс i редни број плоче) означени додатни падови притисака који одговарају улазној и излазној глави радијатора, респективно.



Сл. 7.6 – Хидрауличка шема радијатора (са моделованим додатним падом притиска у главама радијатора)

Претпостављено је да овај локални пад притиска може бити моделован функцијом стандардног облика за локалне падове притисака (као што је дато у хидрауличком приручнику [50] у поглављу 1):

$$\Delta p = \zeta \frac{\rho V^2}{2}, \quad (7.1)$$

где је V средња брзина уља, ρ густина уља на локалној температури, а ζ тзв. коефицијент локалног пада притиска. Како је брзина флуида линеарно сразмерна запреминском протоку, једначина (7.1) може се написати и као:

$$\Delta p = \zeta_e \rho Q^2. \quad (7.2)$$

Коефицијент локалног пада притиска ζ_e зависи од вискозности уља. Имајући у виду да се вискозност мења са температуром, уведена је следећа зависност ζ_e од температуре:

$$\zeta_e = C_1 + C_2(\vartheta_{sr} - C_3). \quad (7.3)$$

Вредности коефицијената C_1 , C_2 и C_3 одређене су тако да вредности притисака добијене прорачунски буду што ближе мереним притисцима (детаљније објашњење је приказано у наставку). Примењени поступак је приближан, у смислу да се коефицијентом притиска ζ_e обухвата пад притиска у улазној глави радијатора (где улази топло уље) и излазној глави радијатора (где излази хладно уље). Температура ϑ_{sr} у претходном изразу је средња температура уља у радијатору. Свакако да би раздвајање падова притисака у улазној и излазној грани (у улазној грани се врши раздвајање, а у излазној грани скупљање струјница уља), уз коришћење различитих температура уља (улазног и излазног), представљао прецизнији физички модел, али доступна мерења нису омогућавала такав приступ (мерење притиска и температура је вршено на цевима кроз које уље улази у радијатор, односно из којих уље излази из радијатора).

Како је ДТХМ софтвер HoST Calculus наменски програм, подразумева се цилиндрични облик намотаја, кружног попречног пресека. Иако је очекивано да су фрикциони губици притиска у грејачима веома мали, нису занемарени, већ су замењени еквивалентним трофазним намотајима. Свака фаза има три реда проводника у аксијалном правцу – доњи, средњи и горњи – који одговарају доњој, средњој и горњој секцији грејача коришћених у експериментима.

Доња секција грејача је моделована као намотај од осам проводника⁴³ у радијалном правцу, са аксијалним каналима од 20 mm између сваког од њих. Том приликом вођено је рачуна да укупни губици буду једнаки улазним, са константном запреминском густином губитака, што одговара реалности. Проводници еквивалентног намотаја су исте висине као и плоче грејача, а и аксијални положај намотаја одговара положају грејача, тако да је средња висина намотаја (тј. геометријско тежиште губитака) једнака стварном, како би се што реалније моделовала термосифонска сила. Како би укупна додирна површина ка уљу била задржана, као и ширина аксијалних канала, унутрашњи пречник еквивалентног намотаја је постављен на 283,75 mm. На овај начин, у хидрауличком и термичком смислу, гледано из перспективе расхладног система – овај еквивалентни намотај понаша се слично грејачу из експерименталне поставке.

Због ограничења која поставља рачунарски програм HoST Calculus (који је намењен моделовању намотаја ЕУТ), унутрашњи пречник намотаја мора бити једнак за све проводнике једног намотаја, и број аксијалних канала у намотају овог типа мора бити исти у сваком диску намотаја. Средња и горња секција грејача су, због тога, такође моделоване као дискови са по 8 проводника у радијалном правцу⁴⁴, а између њих су аксијални уљни канали 18 mm. Из овог разлога, није било могуће задржати све сличности са реалним грејачем као у случају доњег грејача. Приоритет је било задржавање укупних губитака и положаја намотаја по висини. Додирна површина проводника ка уљу је нешто мања од реалне, као и запремина, што резултује већом запреминском густином губитака и вишим температурама проводника. Ово нема већег утицаја на хидрауличке прилике. Укупни хидраулички пречник (приближно једнак двострукој ширини аксијалних канала) једног канала овог намотаја је сачуван. Дакле, иако модел намотаја који је реализован у програму HoST Calculus не одговара у потпуности експерименталној поставци, еквивалентирање у HoST Calculus-у вршено је тако да се хидрауличке карактеристике, које су од важности за спроведена истраживања, буду што ближе стварним, док су занемарења са термичког аспекта нешто грубља, што значи да услови који утичу на температуру грејача одступају од стварних.

7.1.3 Резултати експеримената и поређење са резултатима симулација, фитовање коефицијената пада притиска

У првој фази пројекта, планирано је, а касније и изведено, 16 експеримената за различите режиме хлађења, различиту снагу губитака, број и положај вентилатора и радијаторе различитих произвођача. Прва фаза пројекта обухватила је и симулацију планираних експеримената рачунарским програмом HoST Calculus, базираном на ДТХМ. Ово је било потребно и ради избора базне опреме (напајање, грејачи, радијатори), као и сагледавања потребних опсега мерне опреме и инструмената. У Таб. П 3.1 прилога П 3 дати су резултати експеримената.

Као основни параметар за поређење рачунатих и измерених вредности, у овом случају, одабран је градијент температуре уља по висини трансформатора. Као што је било и очекивано, у свих 16 експеримената измерени температурни градијент је био већи од оног који је предвиђен симулацијама. Овај резултат је био и очекиван, јер је истраживање и било мотивисано жељом да се повећа тачност модела и смање прорачунске грешке које су уочене

⁴³ број плоча реалног грејача је 25, трећина тог броја је приближно 8.

⁴⁴ у стварности би одговарајући број био 9

током примене програма HoST Calculus на пројектовање трансформатора са пумпама и радијаторима, а примарни узрок грешке у посматраном случају су прецењени протоци.

Након овога, у ДТХМ укључен је додатни пад притиска у глави радијатора и извршен је низ симулација са променљивом вредности параметра ζ_e . Вредност ζ_e је мењана у предефинисаним еквидистантним дискретним корацима. Резолуција промене ζ_e одређена је тако да промена градијента температуре, изазвана променом додатног отпора, буде истог реда величине као и мерна резолуција сензора температуре. Као оптимална вредност коефицијента ζ_e (означена са $\zeta_{e i}^*$, при чему се i односи на редни број симулације) усвојена је она за коју се добија најбоље слагање са измереном вредности температурног градијента.

Након одређивања оптималне вредности коефицијената $\zeta_{e i}^*$, за сваки од три типа радијатора одређени су параметри C_1 , C_2 и C_3 . Параметри су одређени фитовањем, минимизацијом суме квадрата грешке одступања. Фитовање је извршено употребом Microsoft Excel солвера [83]. Оптималне вредности параметара C_1 , C_2 и C_3 дате су у Таб. 7.2.

Вредности оптималних коефицијената пада притиска у глави радијатора са $\zeta_{e i}^*$ добијене обрадом података мерења, као и функције (7.3) за вредности параметара C_1 , C_2 и C_3 из Таб. 7.2, дати су на Сл. 7.7.

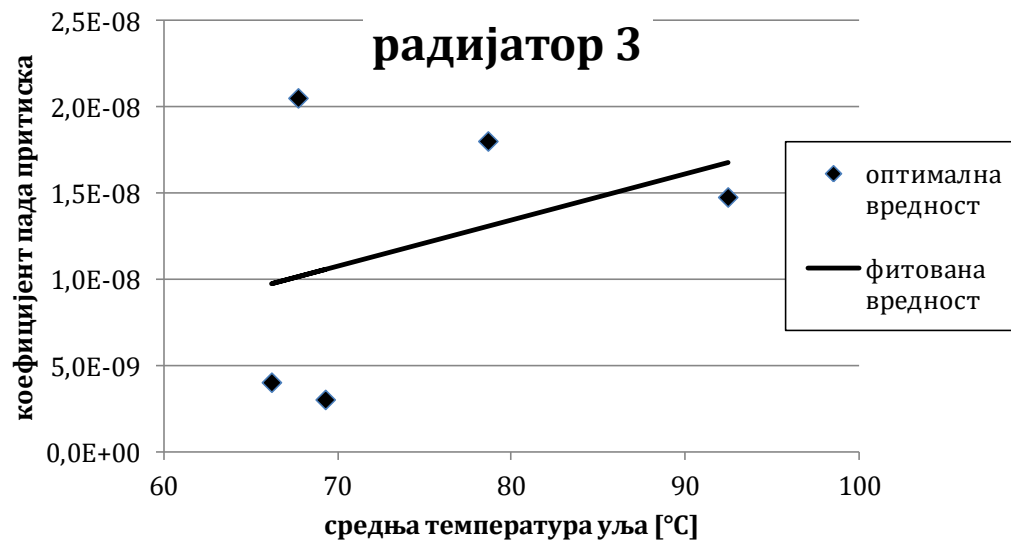
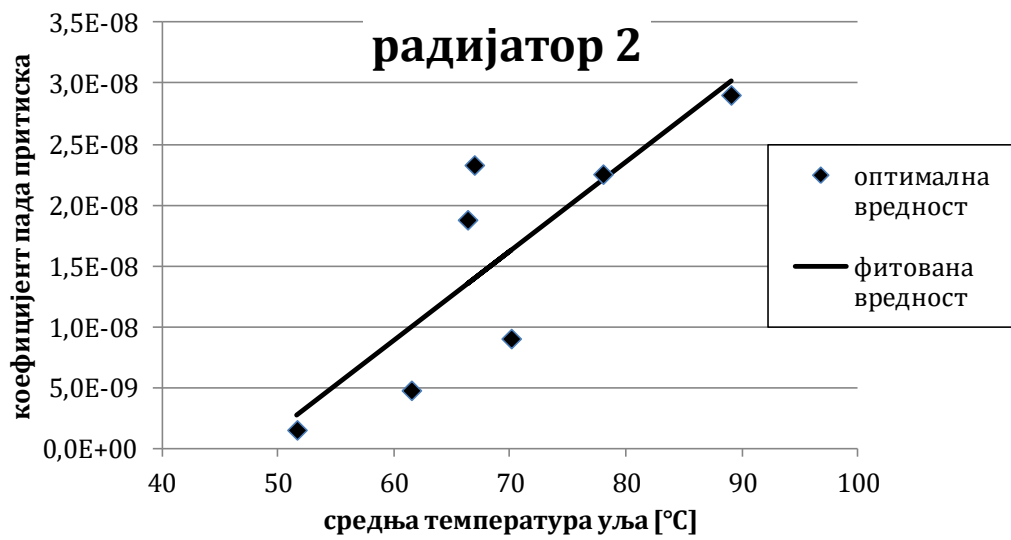
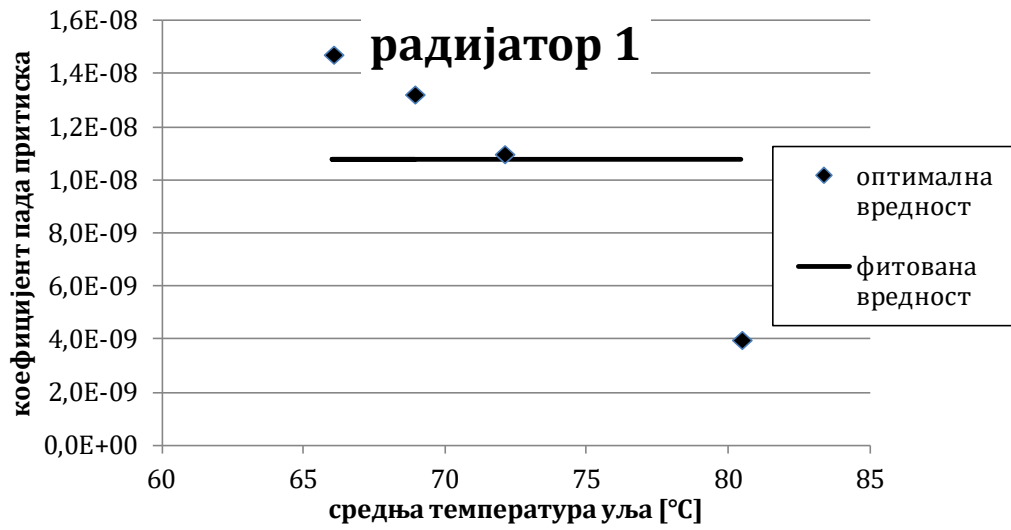
Таб. 7.2 – Оптималне вредности параметара C_1 , C_2 , и C_3 за три различита типа радијатора

Тип радијатора	C_1 (-)	C_2 (1/°C)	C_3 (°C)
Тип 1	1,075	0	0
Тип 2	0,275096	0,073313	51,63
Тип 3	0,97088	0,026978	66,15

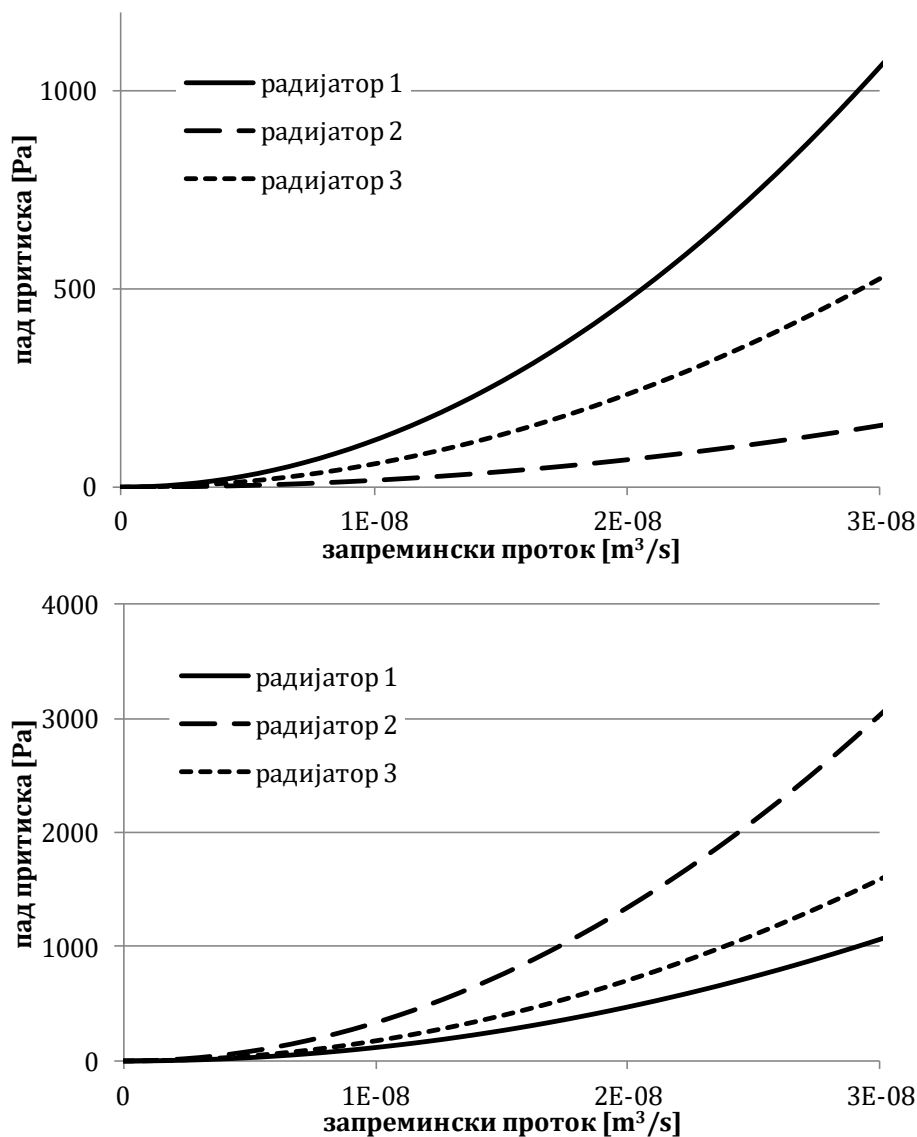
За први тип радијатора извршена су свега четири експеримента, у два режима хлађења (ONAN и ONAF), при чему 3 у ONAF режиму за сличне снаге, што је резултовало и релативно сличним средњим температурама уља. Услед недовољно великог узорка, одлучено је да се за овај случај игнорише утицај температуре, те су коефицијенти C_2 и C_3 једнаки нули.

Промена пада притиска у функцији запреминског протока, за фиксне температуре уља од 50°C и 90°C, дата је на Сл. 7.8.

Вредности температура горњег уља, температура доњег уља и протока измерених у експериментима, израчунатих у симулацијама при $\zeta_e = 0$ и у симулацијама у које је укључен и додатни пад притиска у главама радијатора дати су у Таб. П 3.1 у прилогу П 3. За сваки експеримент у првом (горњем) реду дати су резултате мерења, у другом резултати симулација са занемареним локалним падом притиска у глави радијатора, и у трећем – резултати симулација у којима је пад притиска у глави радијатора рачунат коришћењем вредности коефицијената из Таб. 7.2.



Сл. 7.7 – Оптималне и фитоване вредности коефицијента пада притиска у глави радијатора



Сл. 7.8 – Промена пада притиска у функцији протока при константној температури уља (50°C слика горе и 90°C слика доле)

Као што се може видети, употребом нових израза за додатни пад притиска у глави радијатора, за велику већину експеримената, апсолутна разлика грешке је значајно нижа у односу на вредности када додатни пад притиска није уважен. Релативна грешка градијента температуре $\vartheta_{gu} - \vartheta_{du}$ у просеку је смањена за 6.45%. Само у случају експеримента 12 дошло је до раста апсолутне релативне грешке (са 2,5% на 5,1%), док је у случају два експеримента остала непромењена (експерименти 6 и 14).

Осим мерења температуре, у експериментима су мерени и притисци у стационарном стању (мерна места су приказана на Сл. 7.5). У Таб. 7.3 дато је поређење мерених вредности притисака и вредности притиска добијених ДТХМ симулацијом са новим једначинама, на позицији два мерна места (P1 и P14 – притисак на изласку и уласку у суд) експерименталне поставке. Тачке 1 и 14 одабране су јер је у њима проток најстабилнији: налазе се довољно далеко од пумпе и места где се проток дели и спаја.

Таб. 7.3 – Вредности мерених и израчунатих притисака (горњи ред вредности P_1 и P_{14} се односи на мерене, а доњи на вредности добијене ДТХМ симулацијом)

експ	P_1 (mbar)	P_{14} (mbar)	ΔP_1 (mbar)	ΔP_{14} (mbar)	$\Delta(P_{14} - P_1)$ (mbar)
1	339	546	1	9	-8
	340	555			
2	329	542	3	5	-2
	332	547			
3	334	545	3	8	-5
	337	553			
4	333	544	1	6	-5
	334	550			
5	336	547	-2	4	-6
	334	551			
6	337	553	7	7	0
	344	560			
7	341	551	3	8	-5
	344	559			
8	338	551	4	6	-2
	342	557			
9	340	568	11	9	2
	351	577			
10	347	565	3	8	-5
	350	573			
11	344	564	5	3	2
	349	567			
12	329	541	5	8	-3
	334	549			
13	328	540	4	7	-3
	332	547			
14	333	556	6	9	-3
	339	565			
15	333	554	7	8	-1
	340	562			
16	330	551	10	10	0
	340	561			

Вредност укупног пада притиска у намотајима, израчуната у симулацијама, износи између 0,04% (експеримент 16, OFAF) и 5,9% (експеримент 5, ONAN) укупних фрикционих и локалних падова притисака дуж целе уљне контуре. Како се ради о релативно малој вредности, посебно у случају критичних OFAF режима рада, може се закључити да евентуална систематска грешка настала геометријским еквивалентирањем грејача/намотаја заиста није значајна.

7.1.4 Поређење ефикасности радијатора различитих произвођача

Осим дефинисања израза за одређивање додатног пада притиска у глави радијатора, што је био основни циљ истраживања, временски и финансијски захтевни експерименти су

искоришћени и за још неке анализе. Једна од њих је било и директно поређење ефикасности радијатора који се користе у фабрици (како се ради о поверљивим подацима, у раду није дозвољено навести произвођаче, већ су радијатори означени као Тип 1, Тип 2 и Тип 3), као и поређење ефикасности хлађења за различите режиме хлађења и различите конфигурације вентилатора.

Ефикасност расхладног система је представљена кроз однос расхладне снаге и разлике средње температуре уља и температуре амбијента (Таб. 7.4). Ефикасност је израчуната за две карактеристичне температуре уља – за средњу и горњу:

$$E_{gu} = \frac{P_h}{\vartheta_{gu} - \vartheta_a}, \quad (7.4)$$

$$E_{sr} = \frac{P_h}{\vartheta_{sr} - \vartheta_a}. \quad (7.5)$$

Таб. 7.4 – Ефикасност расхладног система за радијаторе различитих произвођача, различите режиме хлађења, снаге губитака и конфигурације вентилатора

експ	тип радијатора	режим хлађења	губици (kW)	ϑ_{gu} (°C)	ϑ_{sr} (°C)	ϑ_a (°C)	E_{gu} (W/K)	E_{sr} (W/K)
1	1	ONAN	116,7	97,1	84,6	35,2	1885	2362
2	1	ONAF1	268,2	92,9	72,4	35,2	4648	7210
3	1	ONAF2	214,1	83,6	65,5	30,8	4055	6170
4	1	ONAF3	290,5	91,8	70,1	36,2	5225	8569
5	2	ONAN	71,2	62,3	53,3	21,1	1728	2211
6	2	ONAN	95,6	74,1	63,5	22,7	1860	2343
7	2	ONAN	117,2	86,6	74,4	24,3	1881	2339
8	2	ONAF1	264,3	87,8	66,0	29,1	4503	7163
9	2	OFAF1	273,6	72,5	67,1	29,3	6333	7238
10	2	OFAF1	356,0	85,4	78,4	30,1	6438	7371
11	2	OFAF1	440,9	96,9	88,1	30,0	6590	7589
12	3	ONAN	118,8	84,6	72,8	21,9	1895	2334
13	3	ONAF1	271,4	87,9	66,1	26,6	4427	6871
14	3	OFAF1	264,6	72,0	67,2	28,1	6027	6767
15	3	OFAF1	346,2	85,6	79,1	29,1	6127	6924
16	3	OFAF1	439,4	96,1	88,0	30,0	6648	7576

Ефикасност хлађења, у истим радним режимима и при сличним снагама хлађења, слична је за сва три типа радијатора и међусобна разлика је на нивоу очекиване грешке мерења. Приметан је благи пораст ефикасности при порасту снаге губитака за исте режиме хлађења, као и оштар пораст ефикасности при преласку из ONAN режима у ONAF, као и из ONAF режима у OFAF. Такође, експерименти су показали да су за ову конфигурацију радијатора, вентилатори постављени хоризонтално⁴⁵ ефикаснији од радијатора постављених вертикално⁴⁶. Наравно, ефикасност је највећа када обе групе вентилатора раде истовремено.

7.1.5 Закључак студије

У студији изведеној у сарадњи са Фабриком трансформатора „Tamini Transformatori S.r.l.” (Лењано, Италија) изведен је низ експерименталних мерења на основу којих су формулисани изрази за одређивање додатних локалних падова притиска у главама

⁴⁵ вентилатори који дувају вертикално навише

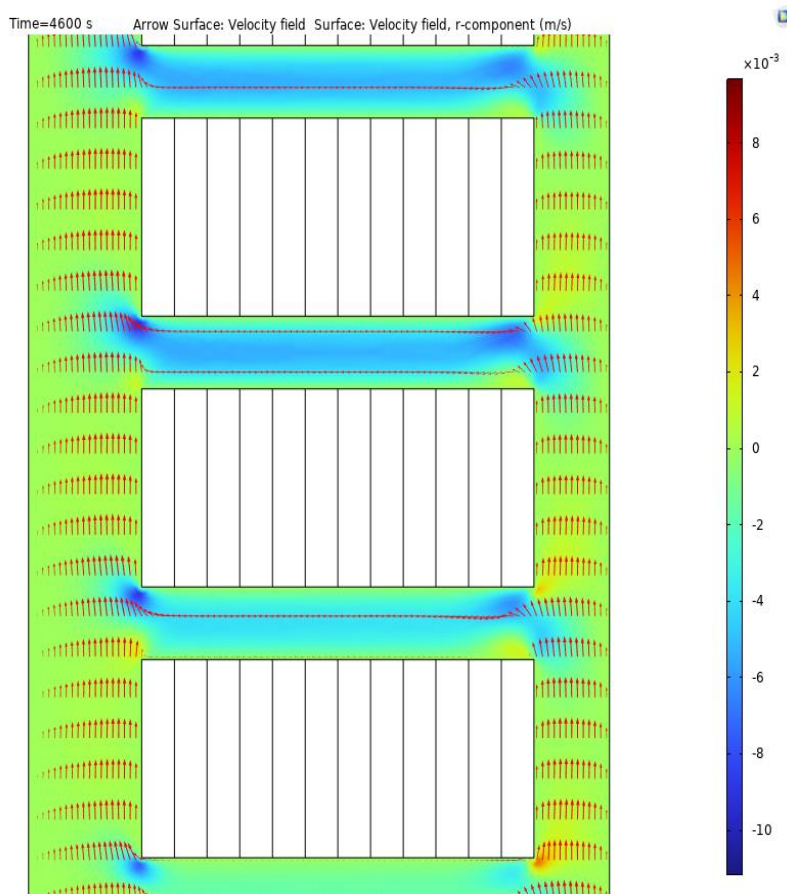
⁴⁶ вентилатори који дувају хоризонтално

трансформаторских радијатора. Коришћењем ових израза повећана је тачност прорачуна рачунарским програмом заснованим на ДТХМ. Тачност је посебно повећана за случај трансформатора са ОФ хлађењем и радијаторима, што је био основни разлог за спровођење приказаних истраживања. У тексту је приказано и поређење ефикасности радијатора различитих произвођача, као и утицаја промене режима хлађења, снаге губитака и положаја вентилатора на ефикасност хлађења, што представља интересантан стручни резултат.

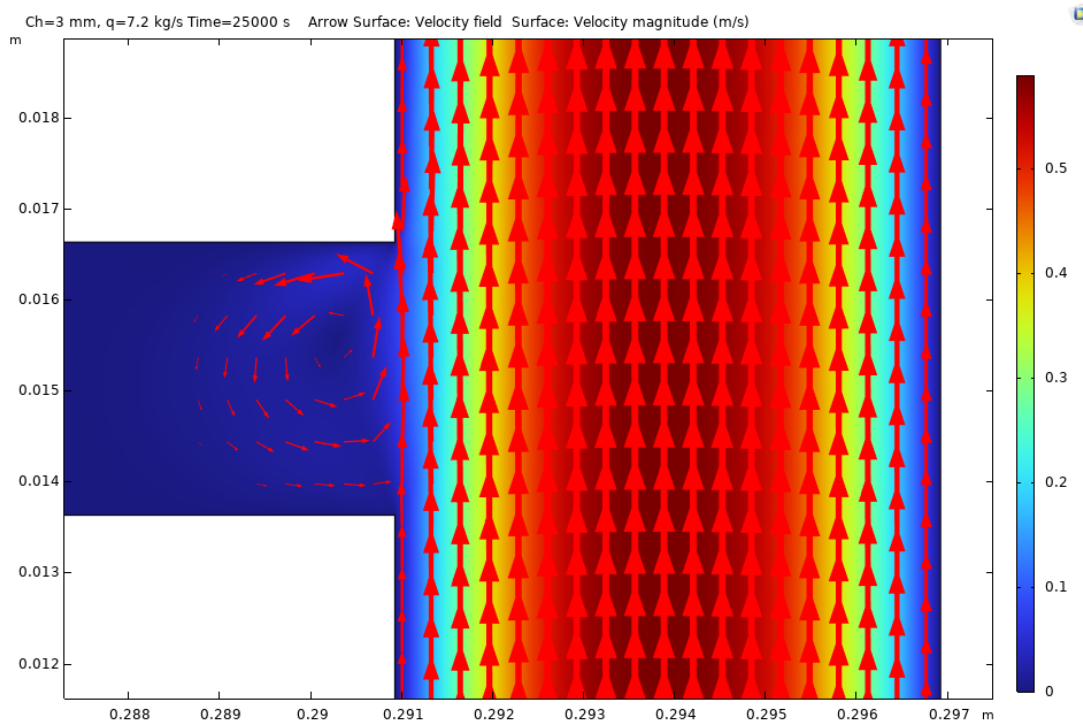
7.2 Коефицијент преласка топлоте струјањем у радијалним каналима намотаја без баријера за усмеравање уља

Као један од основних типова намотаја, у поглављу 2.4.2 наведени су намотаји са радијалним уљним каналима који немају баријере за усмеравање протока уља кроз радијалне канале (Сл. 2.13 б)). Термички и хидраулички модел овог типа намотаја су приказани у поглављу 4.2. Овакав концепт израде намотаја постоји и код слојних и код намотаја са дисковима. Неусмерено струјање у намотајима са радијалним уљним каналима у неким случајевима, пре свега у случају широких намотаја, може резултовати веома неефикасним локалним хлађењем, високим локалним температурама, као и пратећим негативним последицама које стварају високе локалне температуре.

У основи, узрок неефикасног хлађења овог типа намотаја је у томе што је проток уља кроз радијалне канале или веома мали или практично непостојећи, у смислу да не постоји усмерен ток уља целом дужином канала. Уколико проток постоји, он је највећим делом последица неравнотеже притисака услед несиметрије аксијалних канала (услед различитих попречних пресека услед цилиндричне геометрије, односно различитог пречника аксијалних канала, или неједнаких ширина аксијалних канала). У [18] се сугерише да до радијалног протока може доћи чак и услед малих несиметрија насталих током производње и због неуниформне расподеле губитака у радијалном правцу. Уколико не постоји ток уља целом дужином, уље ће из аксијалних канала „мало“ ући у радијални канал, променити смер и вратити се у исти аксијални канал. Оба случаја су приказана на резултатима FEM/CFD симулација у програмском пакету COMSOL Multiphysics® v6.0 на Сл. 7.9 и Сл. 7.10. На Сл. 7.9, бојом је приказана само радијална компонента брзине, а са стрелицама вектор брзине. У овом случају, при релативно ниским брзинама уља у аксијалним каналима (које одговарају ОН режиму хлађења) и великој несиметрији аксијалних канала, долази до појаве малог протока уља кроз радијални канал. У намотају приказаном на Сл. 7.10, стрелицама је приказан вектор брзине уља, а бојом вредност модула брзине. У овом случају, аксијални канали су симетрични, намотај релативно широк, а брзине у аксијалним каналима одговарају ОД режиму. Под таквим условима долази до стварања вртлога, тј. део протока из аксијалног канала само делимично улази у радијални канал и враћа се назад у аксијални канал.



Сл. 7.9 – Распредела брзине уља кроз радијалне канале за случај када постоји радијални проток кроз цео канал (радијална компонента је приказана бојом, а укупни вектор брзине стрелицама) – унутрашњи аксијални канал је широк 9 mm, спољашњи 6 mm, а намотај је ширине 31 mm



Сл. 7.10 – Распредела брзине уља за случај када не постоји проток кроз цео радијални канал – аксијални канали су ширине 6 mm, а намотај је ширине 20 mm

Последица одсуства проласка уља од једне ка другој страни радијалног канала је значајно већа разлика између температуре проводника, и уља у аксијалном каналу, што се ефективно може исказати као да је КПТС на радијалним површинама проводника значајно нижи у односу на КПТС код намотаја са баријерама. Значајна чињеница јесте да је површина намотаја у контакту са уљем у радијалним каналима, обично, већа од додирне површине у аксијалним каналима (тј. радијална димензија једног диска, односно слоја, већа је од аксијалне димензије). Јасно је да мали КПТС на великом делу додирне површине једног *блока проводника*⁴⁷ према уљу може довести до неефикасног хлађења намотаја и до високих локалних температура. У поглављу 8, на примеру реалних намотаја ће се квантитативно илустровати предност усмеравања протока уља.

Иако постоје ефикаснија решења, овај тип намотаја се раније веома често користио у пракси, а користи се и данас, иако се овај концепт напушта у корист намотаја са усмереним струјањем уља. Због тога, постоје интерна правила којих се произвођачи држе како би се утицај очекиваних нежељених ефеката минимизовао (на пример, ограничавањем ширине блока проводника). У случају када је неопходна употреба намотаја веће ширине, уводи се додатни аксијални канал између проводника.

И поред распрострањености овог типа намотаја, за разлику од неких других типова намотаја, као што су, на пример, цик-цак намотаји којима је посвећена јако велика пажња у литератури [47, 46, 30, 39, 41], пренос топлоте са намотаја који имају радијалне уљне канале без баријера за усмеравање уља је мало истраживан. У тренутку када је ова дисертација писана, колико је аутору познато, постоји само једна публикација [18] која квантификује КПТС у овом типу намотаја. У [18] дат је следећи упрошћени израз за градијент средње температуре блока ка средњој температури уља у аксијалним каналима, добијен на основу експериментално одређеног израза:

$$\Delta\vartheta_s = \frac{q^{0,75}}{15,1}, \quad (7.6)$$

где је $\Delta\vartheta_s$ поменути температурни градијент, а q укупни топлотни флуks кроз спољашњу површину једног блока проводника. Из количника укупног топлотног флуksа и градијента добијеног на основу једначине (7.6) добија се еквивалентни КПТ према уљу, за цео блок. Ова једноставна релација не узима у обзир читав низ релевантних параметара, као што су геометрија намотаја (ширина блока, висина радијалног уљног канала), температура и брзина уља.

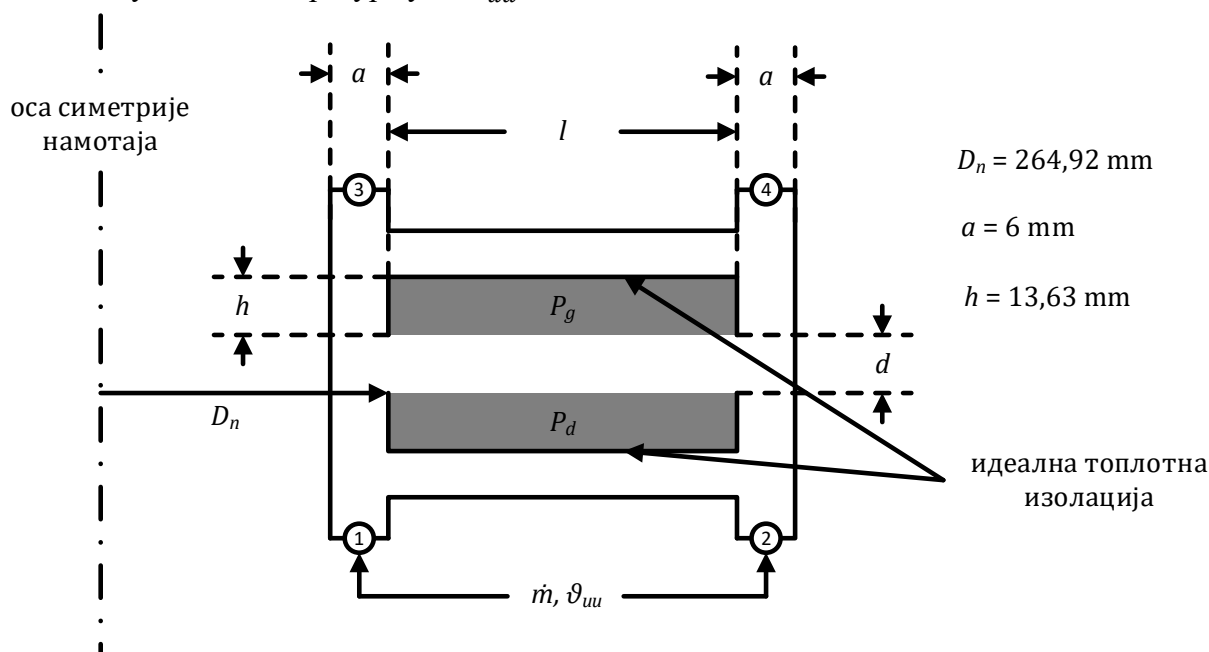
У наставку овог поглавља биће приказана процедура развоја нових једначина за прорачун КПТС у радијалним каналима посматраног типа намотаја. На основу резултата низа FEM/CFD симулација извршених у програмском пакету COMSOL Multiphysics 6.0[®], одређен је облик једначине, у којој као променљиве фигуришу геометријски параметри намотаја (висина радијалног канала и ширина блока), температура и брзина уља у аксијалним каналима, као и снага губитака. Оптималне вредности коефицијената у овим једначинама су одређене фитовањем помоћу Microsoft Excel солвера [83], методом минимизације суме квадрата одступања. Након што су формиране, нове једначине за прорачун КПТС су имплементирани у програму HoST Calculus [17], базираном на ДТХМ. Тачност нових једначина валидирана је поређењем са резултатима 3D FEM/CFD симулација и експерименталних мерења једног експерименталног модела намотаја ЕУТ у реалној величини и ON режиму хлађења, који су објављени у [14].

⁴⁷ у даљем тексту, група проводника (диск и слој) окружена уљем ће се универзално називати *блок проводника* или само *блок*.

7.2.1 Геометрија FEM/CFD модела, улазни параметри, полазне претпоставке и занемарења

У програмском пакету COMSOL Multiphysics® v6.0 извршен је низ 2D симулација за акси-симетричну геометрију. Модел, приказан на Сл. 7.11, састоји се од два блока између којих се налази радијални канал. Блокови су термички изоловани са три стране, тако да се пренос топлоте ка уљу одвија само преко радијалног канала између њих. Улазни параметри симулације су:

- ширина блока l ,
- висина радијалног канала d ,
- укупне снаге губитака горњег P_g и доњег P_d блока,
- улазна брзина уља V (задата преко масеног протока \dot{m}) и
- улазна температура уља ϑ_{uu} .



Сл. 7.11 – Геометрија COMSOL Multiphysics симулације

Следећи гранични услови су постављени:

- улазна температура уља је константна на линијама означеним са 1 и 2
- тангенцијална компонента протока на линијама означеним са 1 и 2 једнака је нули
- притисак на линијама означеним са 3 и 4 једнак је нули

Зависност параметара уља од температуре дати су у Таб. П 1.4 у прилогу П 1.4. Наведене зависности су одређене на основу података о уљу Nynas Nytro 4000X® (део података је преузет из каталога произвођача [28], а део је добијен од произвођача на упит).

Вредност топлотне проводности бакра је преузета из библиотеке материјала и износи $400 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, а за папирну изолацију, која је постављена само по обиму блока, усвојена је вредност $0,19 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$.

За фиксни масени проток од $0,289 \text{ kg/s}$ (за који су се брзине уља мењале у опсегу од $1,38$ до 1.65 cm/s)⁴⁸ извршено је 640 симулација, у којима су параметри имали следеће вредности:

⁴⁸ ове брзине одговарају ON режиму хлађења.

- l – 20, 40, 60, 80 и 100 mm,
- d – 3, 4 и 5 mm,
- P_g и P_d су у првој итерацији имали исту вредност и израчунати су као $P_g = P_d = l \cdot P^* / (2(l \cdot h))$, при чему је параметар P^* имао вредности – 50, 100, 150, 200, 280, 374, 468 и 561 W,
- ϑ_{uu} – 20, 40, 60 и 80°C.

На основу температура проводника, које су резултат симулације, израчунате су прелиминарне вредности КПТС за горњу (α_g) и доњу (α_d) површину радијалног канала (тј. за доњу површину горњег блока и горњу површину доњег блока, респективно):

$$\alpha_g = \frac{P_g}{S(\vartheta_g - \vartheta_o)}, \quad (7.7)$$

$$\alpha_d = \frac{P_d}{S(\vartheta_d - \vartheta_o)}. \quad (7.8)$$

Затим је извршена прерасподела губитака:

$$P_g = \frac{P_g + P_b}{\alpha_g + \alpha_b} \alpha_g, \quad (7.9)$$

$$P_d = \frac{P_g + P_b}{\alpha_g + \alpha_b} \alpha_d, \quad (7.10)$$

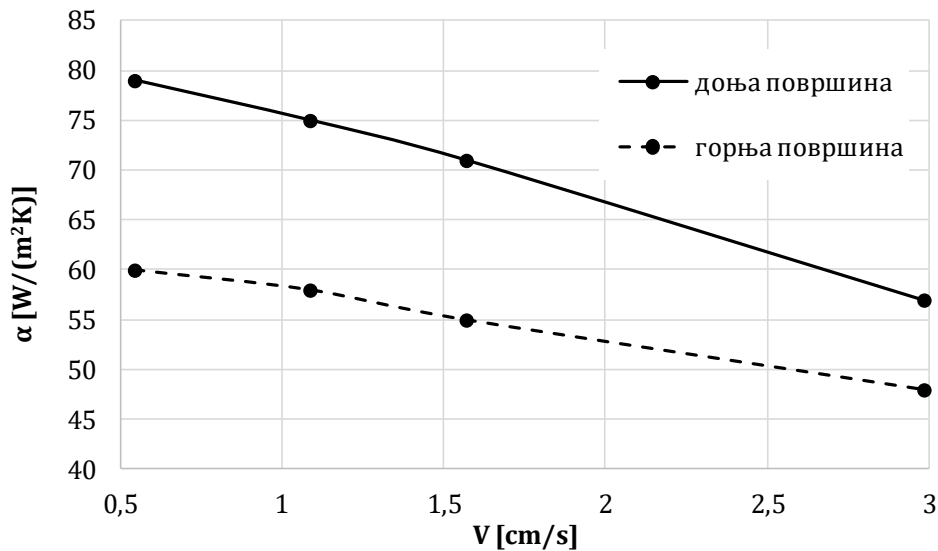
након које су прорачуни поновљени. Ова прерасподела је извршена јер више одговара граничним условима на површима радијалног канала, присутним код реалног намотаја који садржи низ дискова у аксијалном каналу, и код којих се снага губитака у сваком диску расподељује ка каналима за хлађење, укључујући и радијалне канале испод и изнад диска.

Првобитно није постојала намера да се уважи и утицај брзине уља у аксијалним каналима, већ је претпостављено да је кретање уља у радијалном каналу углавном последица локалне термосифонске силе. Међутим, извршена је провера променом параметра: брзина је мењана (вредности масеног протока и одговарајуће средње брзине дате су у Таб. 7.5), а остали параметри су били фиксни ($l = 40$ mm, $d = 3$ mm, $P^* = 50$ W, $\vartheta_{uu} = 60^\circ\text{C}$). Промена КПТС на горњој и доњој површи радијалног канала у функцији средње брзине уља на уласку у модел (добијене FEM/CFD симулацијама и обрадом њихових резултата) дата је на Сл. 7.12.

Таб. 7.5 – Вредности масеног протока и средње брзине за које су извршене FEM/CFD симулације

	1	2	3	4
\dot{m} (kg/s)	0,55	0,289	0,2	0,1
V (cm/s)	2,984	1,568	1,085	0,542

Разлика КПТС између најниже и највише вредности је око 40% и приметан је линеарно опадајући карактер ове зависности. Имајући ово у виду, одлучено да се утицај брзине уља уважени у коначном облику једначине за прорачун КПТС.



Сл. 7.12 – Промена коефицијента преласка топлоте струјањем са горње и доње површине радијалног канала у функцији улазне брзине уља (при $l = 40$ mm, $d = 3$ mm, $P^* = 50$ W, $\vartheta_{uu} = 60^\circ\text{C}$)

Након што је утврђено да утицај брзине уља у аксијалним каналима не би смео бити занемарен, извршене су додатне симулације, у нешто редукованијим опсезима променљивих параметара (због дугог времена трајања симулација):

- l – 20, 40 и 60 mm,
- d – 3, 4 и 5 mm,
- P^* – 50 W,
- ϑ_{uu} – 40, 60 и 80°C .

При томе, параметар P^* био је фиксиран и прорачуни нису вршени у две итерације (прво са истим снагама у дисковима испод и изнад канала, а затим различитим, одређеним преко израза (7.9) и (7.10)) као у претходној групи симулација, тј. није вршено прерачунавање снага. Укупно, извршена је додатна 81 симулација.

Како би се боље уважио утицај запреминске густине снаге извршена је још једна додатна група симулација за три различите вредности укупног масеног протока – 0,55, 0,2 и 0,1 kg/s, и три вредности висине радијалног канала – 3, 4 и 5 mm и за 5 различитих комбинација осталих улазних параметара:

- $P^* = 100$ W, $l = 40$ и $\vartheta_{uu} = 40^\circ\text{C}$,
- $P^* = 100$ W, $l = 20$ и $\vartheta_{uu} = 80^\circ\text{C}$,
- $P^* = 150$ W, $l = 40$ и $\vartheta_{uu} = 60^\circ\text{C}$,
- $P^* = 200$ W, $l = 60$ и $\vartheta_{uu} = 60^\circ\text{C}$,
- $P^* = 280$ W, $l = 60$ и $\vartheta_{uu} = 80^\circ\text{C}$,

дакле, још 45 додатних симулација.

Укупно је извршено 766 симулација на основу којих су одређене оптималне вредности параметара нових једначина. Поред тога, извршено је још неколико контролних скупова симулација како би се испитала оправданост примењених занемарења, о чему ће бити речи у поглављима 7.2.4 и 7.2.5.

7.2.2 Резултати симулација и фитовање параметара једначине за прорачун коефицијента преласка топлоте струјањем

Резултати симулације потребни за одређивање КПТС јесу температуре горњег и доњег блока (вредност температуре је практично константна по целој запремини блока, па су узете вредности у његовој средини). Коришћењем једначина (7.7) и (7.8) (познајући остале параметре у једначини, који су улаз у прорачун) добијене су вредности КПТС доње површине горњег блока и горње површине доњег блока.

На основу анализе облика кривих промене КПТС при промени појединачних параметара, одлучено је да се изрази за КПТС представе у следећем облику, идентичном за горње и доње површи радијалног канала:

$$\alpha_d = (A_{11} \vartheta_{uu} + B_{11})(A_{12}l^2 + B_{12}l + C_{12})(A_{13}d^2 + B_{13}d + C_{13}) \cdot \ln\left(\frac{\frac{P_g}{l} - A_{14}}{B_{14}}\right)(A_{15}V + B_{15}), \quad (7.11)$$

$$\alpha_g = (A_{21} \vartheta_{uu} + B_{21})(A_{22}l^2 + B_{22}l + C_{22})(A_{23}d^2 + B_{23}d + C_{23}) \cdot \ln\left(\frac{\frac{P_g}{l} - A_{24}}{B_{24}}\right)(A_{25}V + B_{25}). \quad (7.12)$$

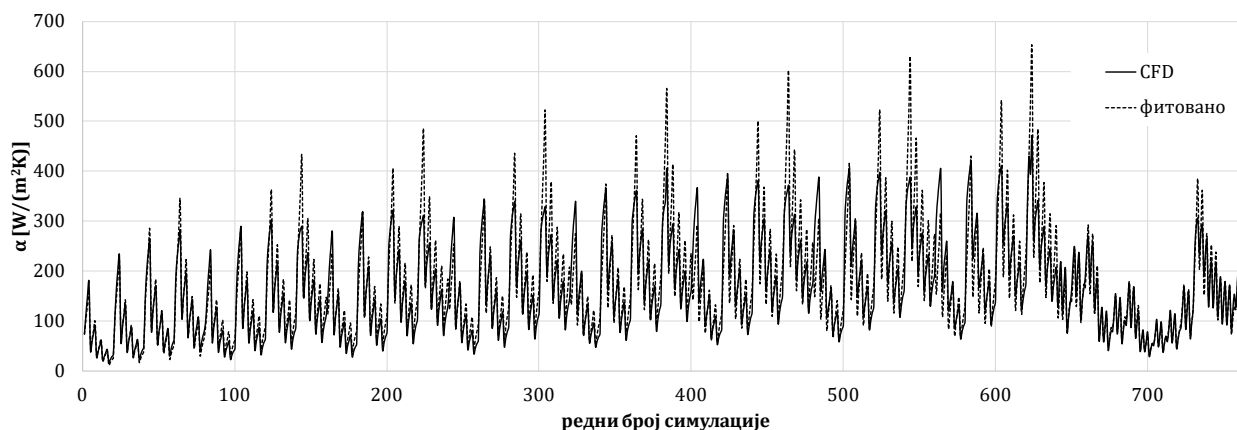
У поглављу 7.2.1 наведено је да је за поједине групе симулација опсег променљивих параметара био редукован како би се уштедело укупно време симулација. Конкретно, 640 симулација је извршено за масени проток од 0,289 kg/s, док су за остале 3 вредности протока извршене свега по 42 симулације. Стога, како би се боље уважио утицај протока на вредност КПТС, приликом фитовања функција, вредности КПТС из симулација са масеним протоцима различитим од 0,289 kg/s помножене су са тежинским фактором 640/42.

Методом минимизације суме квадрата одступања, коришћењем Microsoft Excel солвера [83] добијене су оптималне вредности параметара једначина (7.11) и (7.12) (означених са A , B и C и одговарајућим индексима). Њихове вредности дате су у Таб. 7.6. Приказане вредности коефицијената валидне су у опсегу ниских брзина – тј. за максималану вредност брзине струјања уља у аксијалном каналу од 3,8 cm/s, што одговара ON режиму хлађења. Дакле, изрази и коефицијенти нису универзални, односно нису предвиђени за примену у OD режиму хлађења.

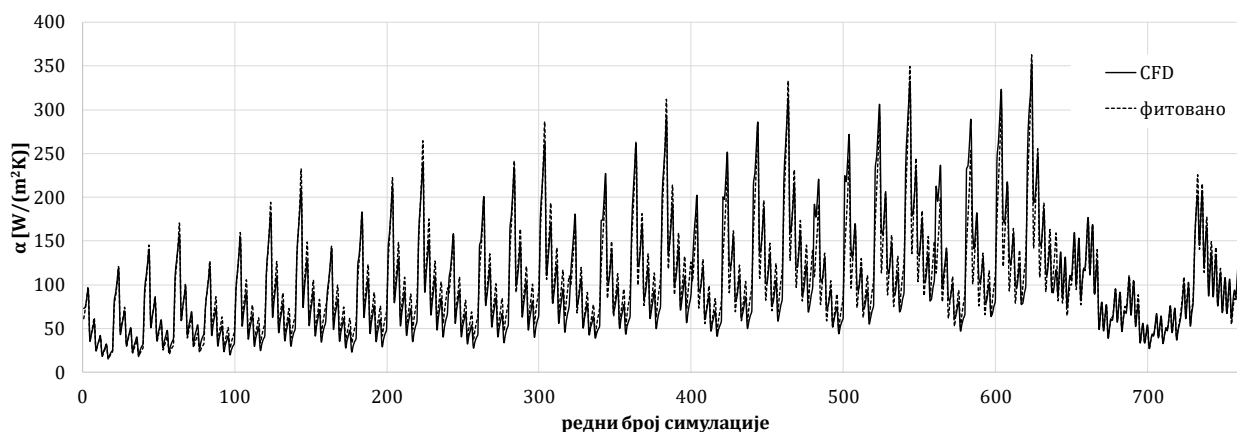
Таб. 7.6 – Оптималне вредности параметара једначина

A ₁₁	0,000256	A ₂₁	2,613E-05
B ₁₁	0,009837	B ₂₁	0,0016155
A ₁₂	2911,077	A ₂₂	549,529
B ₁₂	-570,186	B ₂₂	-95,2078
C ₁₂	50,24451	C ₂₂	7,428992
A ₁₃	51,52861	A ₂₃	21,28752
B ₁₃	15612,63	B ₂₃	182456,7
C ₁₃	-4,86854	C ₂₃	169,1045
A ₁₄	120,1637	A ₂₄	81,32636
B ₁₄	52,91786	B ₂₄	43,95891
A ₁₅	-14,8086	A ₂₅	-23,6992
B ₁₅	1,409847	B ₂₅	2,951278

На Сл. 7.13 и Сл. 7.14 дате су вредности КПТС за доњу и горњу површ радијалног канала, добијене FEM/CFD симулацијама и њихове вредности добијене помоћу једначина (7.11) и (7.12) и коефицијената из Таб. 7.6. На апсциси је редни број симулације.



Сл. 7.13 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за доњу површину радијалног канала



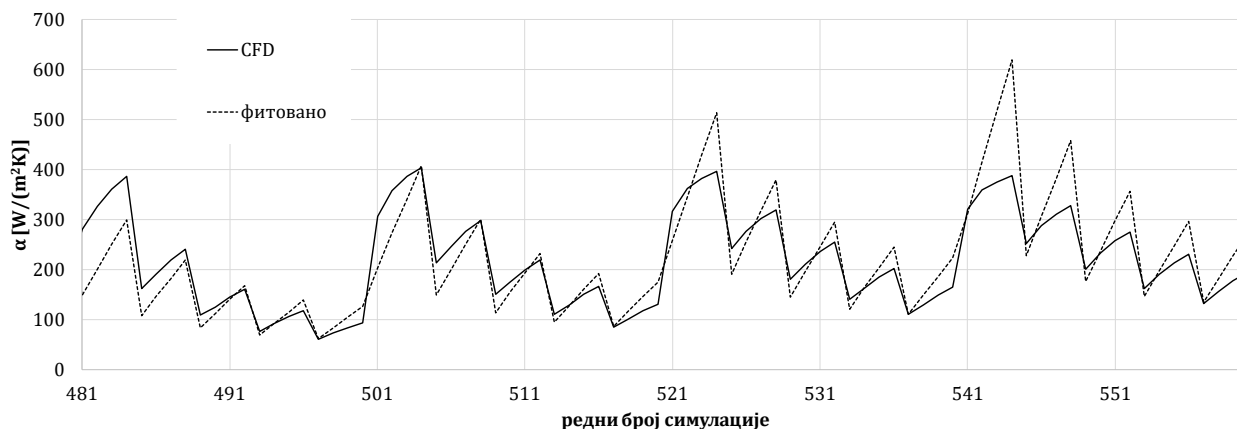
Сл. 7.14 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за горњу површину радијалног канала

У Таб. 7.7 дате су вредности средње квадратне грешке (RMSE) у процентима, као и максимална апсолутна вредност одступања, такође у процентима.

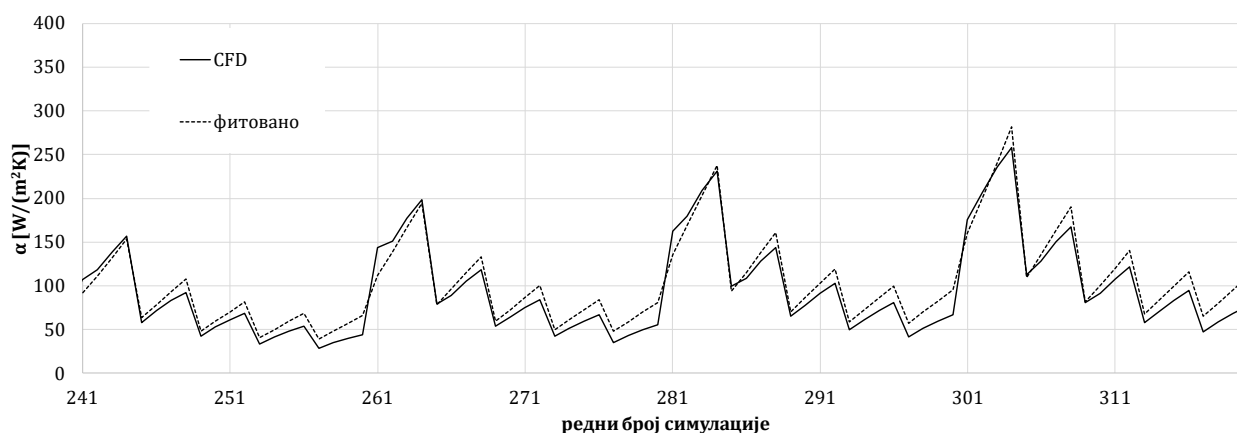
Таб. 7.7 – Одступање коефицијента преласка топлоте струјањем добијених преко фитоване формуле од вредности добијених FEM/CFD симулацијама

	RMSE (%)	максимално одступање (%)
α_d	1,9137	59,805
α_g	1,7157	48,931

Максимално одступање фитованих вредности од оних добијених FEM/CFD прорачунима за доњи блок проводника добијено је за симулацију 544 (при $l = 20$ mm, $d = 6$ mm, $P = 936$ W, V око 1,5 cm/s и $\vartheta_{uu} = 40^\circ\text{C}$). За горњи блок, максимално одступање је у симулацији 260 (при $l = 100$ mm, $d = 3$ mm, $P = 400$ W, V око 1,5 cm/s и $\vartheta_{uu} = 80^\circ\text{C}$). На Сл. 7.15 и Сл. 7.16 дати су детаљи са Сл. 7.13 и Сл. 7.14 у околини две тачке са максималним одступањима. На овим графицима, укупна снага губитака и масени проток су константни док се сви остали параметри мењају.



Сл. 7.15 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за доњу површину радијалног канала у околини тачке са највећим одступањем (симулација бр. 544)



Сл. 7.16 – Вредности коефицијента преласка топлоте струјањем за горњу површину радијалног канала у околини тачке са највећим одступањем (симулација бр. 260)

На Сл. П 4.1, Сл. П 4.2, Сл. П 4.3, Сл. П 4.4 и Сл. П 4.5 у прилогу П 4 илустрован је утицај пет улазних параметара (l , d , P , V и ϑ_{uu}) на вредност КПТС. На свакој од ових пет слика, за доњу и горњу површину радијалног канала (означених са а) и б), респективно), један параметар је променљив док су вредности осталих константне.

7.2.3 Валидација резултата

Након што су одређене оптималне вредности коефицијената једначина (7.11) и (7.12), дате у Таб. 7.6, једначине су примењене на случај за који су у литератури [14] дати резултати експеримента и 3D FEM/CFD симулација.

За потребе наведеног поређења извршена је модификација рачунарског програма HoST Calculus. Програм је модификован тако да не врши симулацију целог трансформатора, већ само намотаја, при чему се као улазни подаци задају проток и температура уља на уласку у намотај. Такође, имплементирани су нове формуле за КПТС.

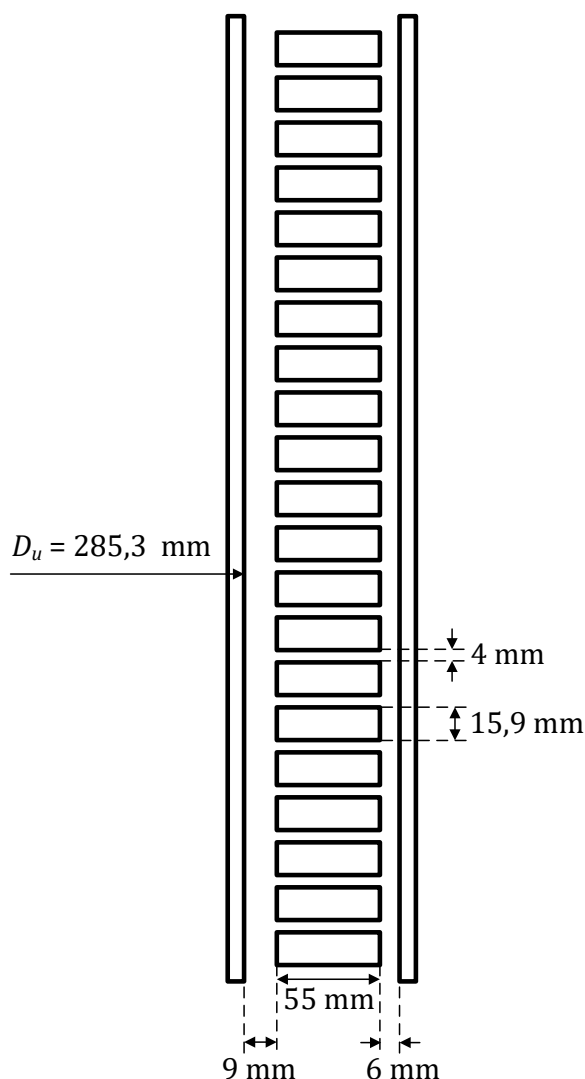
Експериментални модел из литературе [14] направљен је тако да подражава реални трансформатор из SIGRE брошуре [15] (поглавље 3). Модел намотаја састоји се од 21 алуминијумска блока, ширине 55 mm, висине 15,9 mm у које су смештени грејачи чија се снага може контролисати. Експериментална поставка омогућава постављање различитог броја баријера за усмеравање уља, као и то да се могу уклонити и све баријере, чиме се добија модел намотаја без баријера, који је и предмет разматрања у овом поглављу.

На Сл. 7.17 дата је геометрија експерименталног модела намотаја из [14]. Унутрашњи полупречник намотаја је 285,3 mm. Аксијални канали су асиметрични – унутрашњи је широк 9 mm, а спољашњи 6 mm. У аксијалним каналима постоји 36 летвица, ширине 15 mm. Радијални канали су висине 4 mm, и у њима постоји 18 радијалних одстојника ширине 29 mm.

Експерименти су извршени за два различита режима. Први је режим са равномерном расподелом губитака, а други са неравномерном. У Таб. 7.8 дати су губици у појединачним блоковима. Губици при неуниформној расподели су одређени тако да симулирају повећање губитака услед присуства радијалне компоненте магнетског поља при врху и на дну намотаја, која је карактеристична за намотаје у стварном трансформатору (уз напомену да је у реалним случајевима интензитет овог ефекта мањи у односу на расподелу примењену у експериментима објављеним у [14]).

Таб. 7.8 – Расподела губитака у грејним блоковима

Број блока	Униформна расподела (W)	Неуниформна расподела (W)
1, 2, 20 и 21	1000	1400
3, 4, 18 и 19	1000	1000
5-17	1000	500



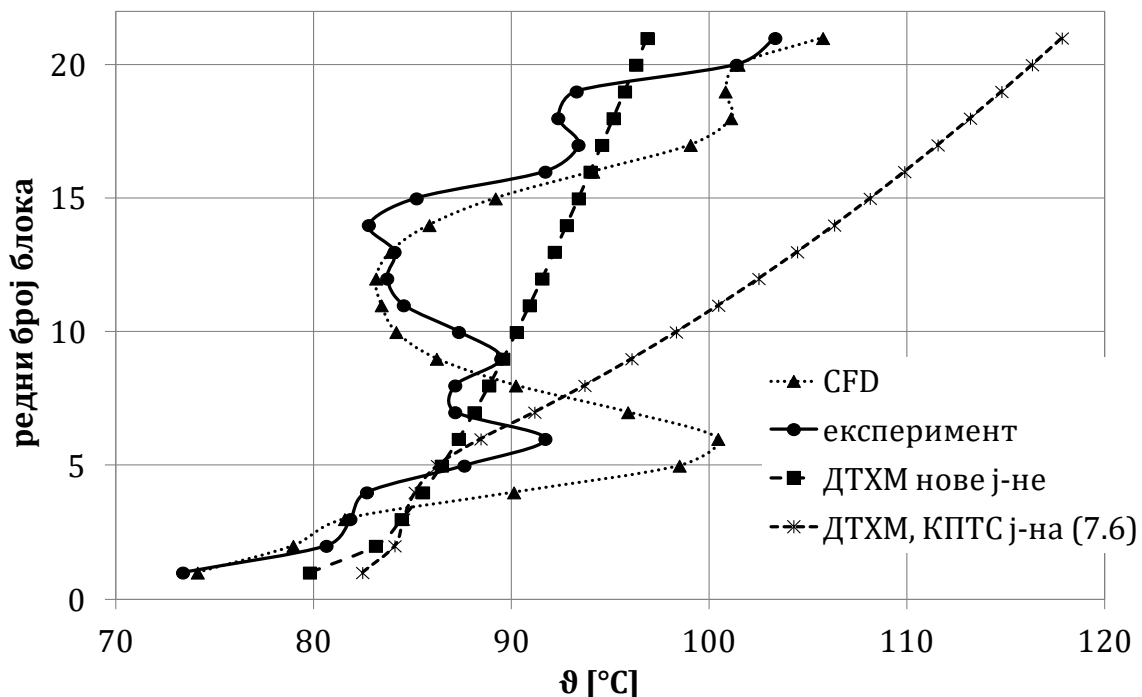
Сл. 7.17 – Геометрија експерименталног модела намотаја

Параметри уља Nynas Lynx® дати су у Таб. П 1.5 у прилогу П 1.5. Блок је моделован као алуминијумски проводник, топлотне проводности $210 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$.

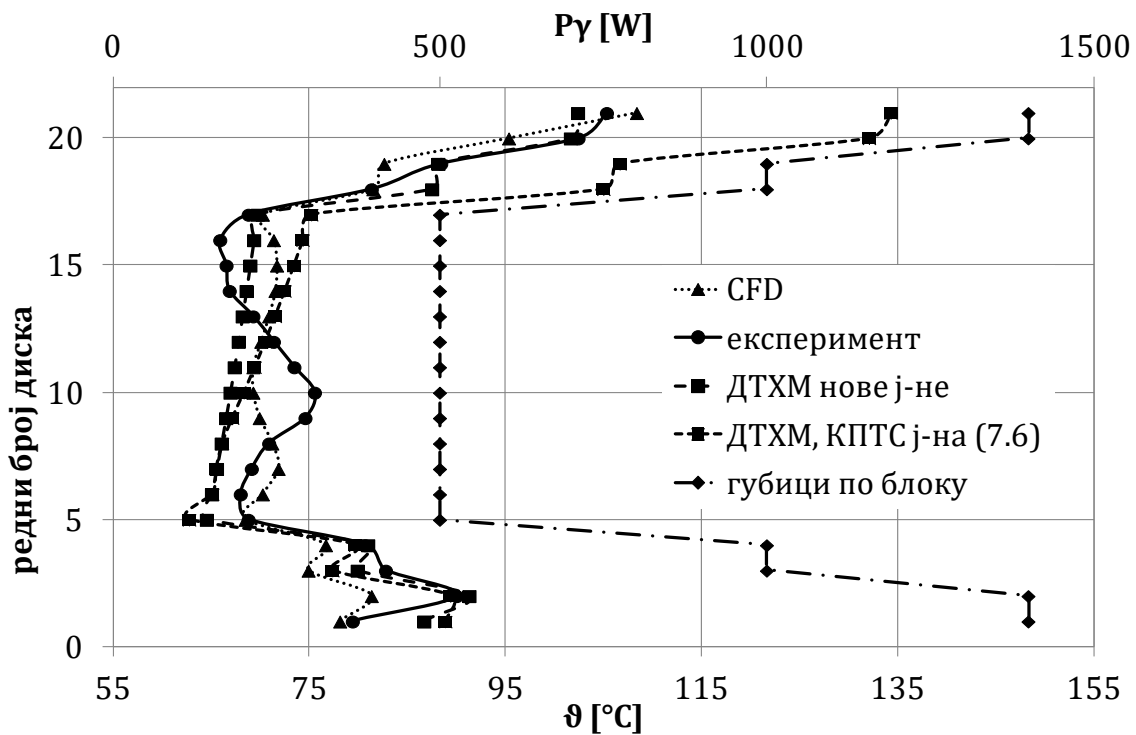
На Сл. 7.18 и Сл. 7.19 дате су температуре блокова при униформној и неуниформној расподели губитака, респективно, које су резултати ДТХМ прорачуна са новим једначинама за КПТС и прорачунима заснованим на једначини (7.6). Важно је напоменути да се за горњу површ блока на врху и доњу површ блока не користе наведене једначине, тако да одступања израчунатих од измерених вредности температура ових блокова није у вези само са развијеним формулама. Такође, дате су температуре добијене мерењима у експериментима и 3D CFD симулацијама у [14]. На Сл. 7.19 дата је и расподела губитака.

На Сл. 7.18, много више него на Сл. 7.19, на којој је утицај неуниформности губитака ипак доминантан на профил температуре, видљиво је да тренд промене температура по висини намотаја, добијених прорачунима помоћу ДТХМ, не прати идеално тренд температура измерен у експериментима. Наиме, иако у оба случаја постоји глобални тренд пораста температуре по висини намотаја, експеримент показује појаве локалних максимума и минимума. За разлику од тога, прорачун заснован на ДТХМ предвиђа монотонно растућу карактеристику температуре. Корелација резултата добијених 3D CFD симулацијом са резултатима мерења боља је од корелације резултата мерења са резултатима ДТХМ прорачуна, али, и у случају 3D CFD симулација, постоје значајна одступања од мерених резултата.

Један од разлога одступања резултата ДТХМ може бити појава протока уља целом дужином радијалних канала услед значајне асиметрије аксијалних канала и релативно мале ширине радијалних канала. У 2D CFD прорачунима на основу којих су дефинисане форме (7.11) и (7.12) и параметри у Таб. 7.6. коришћене су исте ширине унутрашњег и спољашњег радијалног канала (6 mm), тако да је појава протока уља целом дужином радијалних канала била мало вероватна.



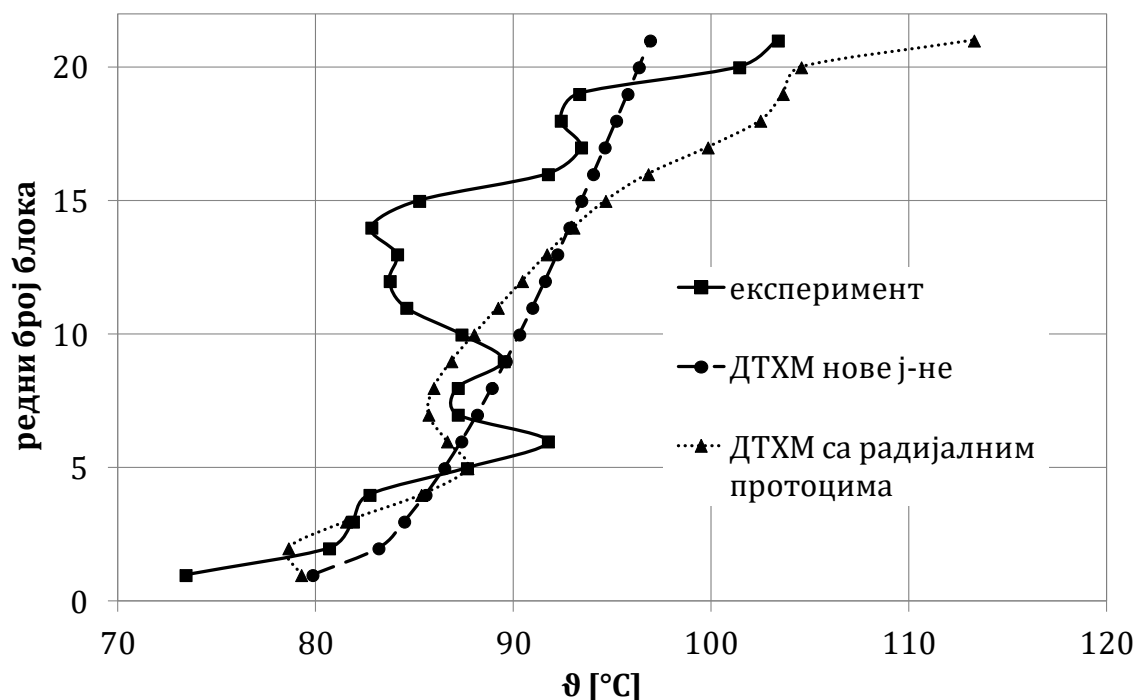
Сл. 7.18 – Расподела температура блокова при униформним губицима – резултати експерименталних мерења, 3D CFD прорачуна и ДТХМ прорачуна у којима су коришћене нове једначине за КПТС и једначина (7.6)



Сл. 7.19 – Расподела температура блокова (результати експерименталних мерења, 3D CFD прорачуна и ДТХМ прорачуна у којима су коришћене нове једначине за КПТС и једначина (7.6) и губитака при неуниформним губицима

У [14], дата је расподела масених протока у радијалним каналима која је добијена 3D CFD прорачунима. Иако су релативне и апсолутне вредности масених протока у радијалним каналима врло мале (у опсегу -3% до 3% укупног масеног протока), извршена је још једна модификација рачунарског програма базираног на ДТХМ како би се проценио утицај ових малих протока. У овим прорачунима КПТС на радијалним површинама одређене су према једначинама за двострано загреване канале при познатим вредностима протока датим у [14]. На Сл. 7.20, за униформну расподелу губитака дата је расподела температура блокова када се примени модификација која уважава радијалне протоке.

Након примене једначина за КПТС заснованих на познавању радијалних протока појавили су се локални минимуми и максимуми, тј. раст температуре по висини намотаја није више униформно растући. У Таб. 7.9, за случај униформне и неуниформне расподеле губитака, за прорачуне засноване на ДТХМ коришћењем нових једначина (КПТС модел 1), једначине (7.6) (КПТС модел 2) и једначина заснованим на познатој вредности брзине уља (КПТС модел 3), дата је RMSE (у °C) и вредност средње разлике (*Mean Error*, ME, такође у °C). Приказани резултати показују да се употребом нових једначина добијају резултати са бољим нумеричким параметрима грешке, како од оних добијених на основу грубе једначине (7.6), тако и на основу једначине засноване на познатој вредности брзине уља.



Сл. 7.20 – Распореда температура блокова при униформним губицима – резултати експерименталних мерења, ДТХМ прорачуна у којима су коришћене нове једначине за КПТС и ДТХМ прорачуна у којима су коришћене једначине за КПТС засноване на познатој вредности брзине уља

Таб. 7.9 – Одступања вредности температура блокова за три различите методе прорачуна коефицијента преласка топлоте струјањем у радијалним каналима

модел КПТС	униформни губици		неуниформни губици	
	RMSE (°C)	ME (°C)	RMSE (°C)	ME (°C)
модел 1	4,97	2,49	4,28	-1,26
модел 2	14,54	11,96	12,21	4,56
модел 3	6,10	3,79	6,60	-2,79

У Таб. 7.10, за експерименте и за три различита начина одређивања КПТС у намотајима дате су вредности средње температуре намотаја, вредност највише температуре намотаја и њен положај (редни број блока у којем се јавља највиша температура).

Таб. 7.10 – Средња температура намотаја, највиша температура намотаја и положај најтоплије тачке

	експеримент / модел КПТС	$\vartheta_{n sr}$ (°C)	$\vartheta_{n hs}$ (°C)	положај HS блока
униформни губици	експеримент	87,9	103,3	21
	модел 1	90,3	96,9	21
	модел 2	99,8	117,8	21
	модел 3	91,7	113,3	21
неуниформни губици	експеримент	77,2	105,4	21
	модел 1	75,9	102,4	21
	модел 2	81,7	134,3	21
	модел 3	74,4	121,0	21

7.2.4 Утицај несиметрије аксијалних канала

У свим симулацијама на основу којих су дефинисане форме (7.11) и (7.12) и израчунати параметри у Таб. 7.6, ширина оба аксијална канала је била једнака и иста у свим симулацијама (6 mm). У циљу испитивања потенцијалне појаве усмереног струјања уља кроз цео радијални канал, извршене су додатне 2D CFD симулације: геометрија са Сл. 7.11 модификована је тако да је унутрашњи аксијални канал ширине 5 mm, а спољашњи 8 mm. Масени проток је постављен на 0,289 kg/s, $P^* = 200$ W, а улазна температуру уља 60°C. Променљиви параметри су ширина блока и висина радијалног канала (висина канала је 3 mm и 6 mm, а ширина блока 20 mm и 100 mm). Вредности КПТС из резултата ових симулација су приказани су у Таб. 7.11.

Таб. 7.11 – Утицај несиметрије аксијалних канала на вредности КПТС (добијене FEM/CFD симулацијама)

		(d; l) (mm)				
		(a_u ; a_s) (mm)	(3; 20)	(6; 20)	(3; 100)	(6; 100)
Q_r	(%)	(6; 6)	0,019	0,144	0,001	0,125
		(5; 8)	0,849	3,360	0,288	2,139
$Q_{a u}$	(%)	(6; 6)	47,8	47,7	41,8	41,9
		(5; 8)	20,1	18,4	17,2	17,7
$Q_{a s}$	(%)	(6; 6)	52,2	52,3	58,2	58,1
		(5; 8)	79,9	81,6	82,8	82,3
α_d	(W/(m ² K))	(6; 6)	243	293	50	118
		(5; 8)	261	310	52	133
α_g	(W/(m ² K))	(6; 6)	156	232	43	80
		(5; 8)	194	268	44	101

Легенда: Q_r је радијални проток, $Q_{a u}$ је аксијални проток у унутрашњем каналу, $Q_{a s}$ је аксијални проток у спољашњем каналу, a_u и a_s су ширине унутрашњег и спољашњег аксијалног канала

Као што се могло и очекивати, радијални протоци су веома мали. Максимални радијални проток је једнак 3,36% укупног протока на улазу.

Иако утицај несиметрије аксијалних канала очигледно има извесног утицаја на вредност КПТС, максимална разлика КПТС у односу на резултате при истим параметрима и симетричним каналима је око 25% (КПТС на горњој површи радијалног канала, за висину радијалног канала од 6 mm и ширину блока од 100 mm). Грешка која се чини занемаривањем утицаја је реда величине максималне грешке која се добија приликом фитовања функције (што је приказано у поглављу 7.2.2).

Постоји могућност да се термо-хидраулички модел намотаја без баријера за усмеравање уља модификује тако да се вредности КПТС одређују на основу протока у радијалним каналима намотаја без усмеравања уља. Међутим, ово би захтевало фундаменталну промену методе која је тренутно реализована у програму HoST Calculus [17], а чија је тачност побољшана увођењем форми (7.11) и (7.12) и употребом параметара из Таб. 7.6. Фундаментална промена подразумева промену тренутно реализованог хидрауличког модела за овај тип намотаја, односно примену хидрауличког модела сличног оном који се користи за намотаје са усмереним струјањем уља кроз радијалне канале, који као резултат даје проток уља кроз све радијалне канале. При томе, постоје три отворена техничка питања: колика је тачност постојећих формула за локалне падове притиска (раздвајање/спајање струјница уља) у случајевима малих радијалних протока, колика је тачност израза за КПТС у двострано загреваним каналима заснованим на познатој брзини струјања уља при малим радијалним протоцима, као и развој методе за предвиђање смера струјања уља у радијалним каналима. Последњи наведени проблем сродан је актуелном проблему предикције настанка инверзног

струјања уља⁴⁹ у цик-цак намотајима [95, 96, 97]. Срж проблема је у томе што промена смера уља доводи до трансфигурације хидрауличке мреже намотаја у моделу, што нарушава поступак за нумеричко решавање система нелинеарних хидрауличких једначина који је тренутно имплементиран у програму.

Ипак, наведена промена у прорачунској методи се не намеће као истраживање коме треба дати највиши приоритет. Овај закључак се доноси на основу резултата приказаних у Таб. 7.9 и Таб. 7.10, где је показано да коришћење вредности протока у радијалним каналима намотаја без усмеравања уља не доприноси побољшању тачности модела: у посматраном случају, резултати су показали да постојећи модел овог типа намотаја, уз примену нових формула за КПТС које су дате у поглављу 7.2.2, дају боље резултате него формуле засноване на познатим протоцима кроз радијалне канале.

7.2.5 Утицај већег броја радијалних проводника

Код оваквог типа намотаја, чест је случај да постоји више проводника у радијалном правцу. Услед постојања изолације између проводника, простирање топлоте у радијалном правцу разликује се у односу на случај када постоји само један радијални проводник у блоку (овакав случај је био посматран у претходном делу овог поглавља). Ово утиче на вредности КПТС на површинама радијалног канала.

Како би се сагледао утицај постојања додатне топлотне изолације у радијалном правцу, оригинална геометрија експерименталног модела намотаја је мало модификована. Задржане су спољашње димензије намотаја (висина 15,9 mm и ширина 55 mm), а уместо једног масивног проводника, сада се блок састоји од 5 алуминијумских проводника ширине 10,6 mm, између којих се налази папирна изолација од 0,5 mm. Губици међу њима су распоређени равномерно према дужини проводника, тј. запреминска густина губитака је константна.

На Сл. 7.21 приказане су снаге губитака пренете са алуминијумских блокова ка аксијалним⁵⁰ и радијалним⁵¹ каналима који их окружују за оригиналну геометрију са једним проводником у радијалном правцу (означени са „1 rad“) и за блок од пет радијалних проводника (означени са „5 rad“). Средња температура блокова, за ова два случаја, дата је на Сл. 7.22.

У оба посматрана случаја, снага ка спољашњем аксијалном каналу је нешто већа од снаге ка унутрашњем. Разлог овоме је што је, и поред тога што су услед нижег хидрауличног отпора масени проток и средња брзина уља већи у унутрашњем каналу (средња брзина уља је већа 26,5% у случају једног радијалног проводника у блоку и 27,2% у случају пет радијалних проводника у блоку), спољашња расхладна површина (у контакту са проводником) за око 26% већа.

Услед значајно веће расхладне површине (отприлике 3,5 пута веће), снага која се са блока одведе према уљу преко радијалних површи, већа је од оне која се предаје преко аксијалних, упркос томе што не постоји усмерено радијално струјање уља.

Увођење додатног топлотног отпора у радијалном правцу, за посматрану геометрију, највише је утицало на промену снаге ка спољашњем аксијалном каналу, која се смањила. Ово је очекиван резултат, јер се повећањем топлотног отпора у радијалном правцу отежава пренос топлоте ка аксијалним каналима, а то има већи ефекат у правцу и смеру ка површи са највишим

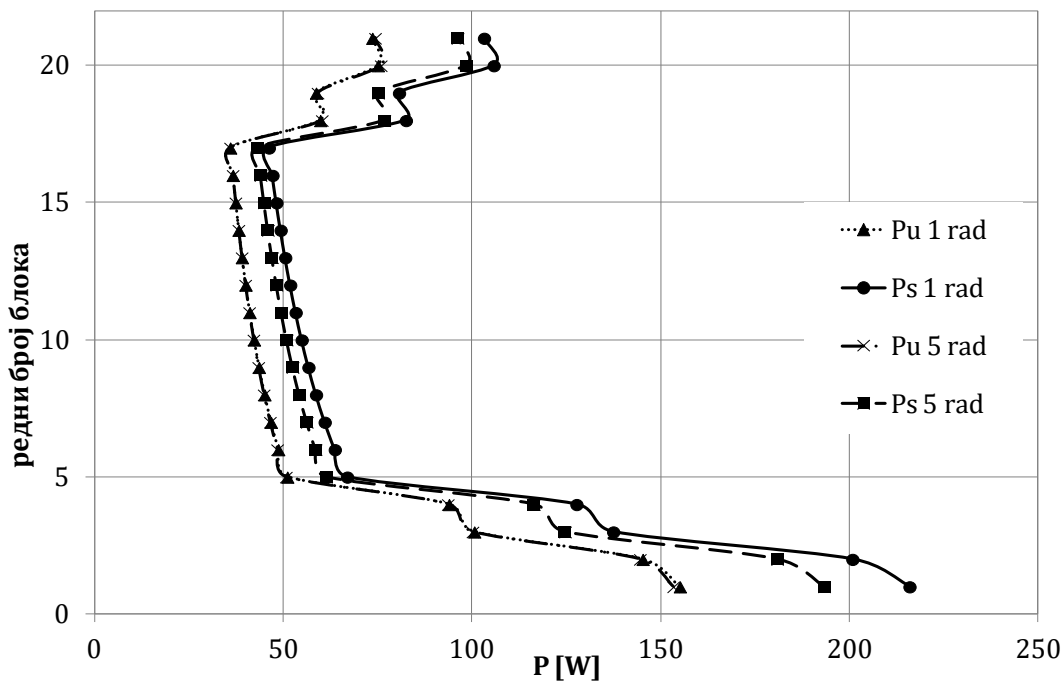
⁴⁹ овако се назива појава струјања уља у појединим радијалним каналима цик-цак намотаја у супротном смеру од оног приказаног на Сл. 4.5

⁵⁰ унутрашњем и спољашњем, означени индексима u и s

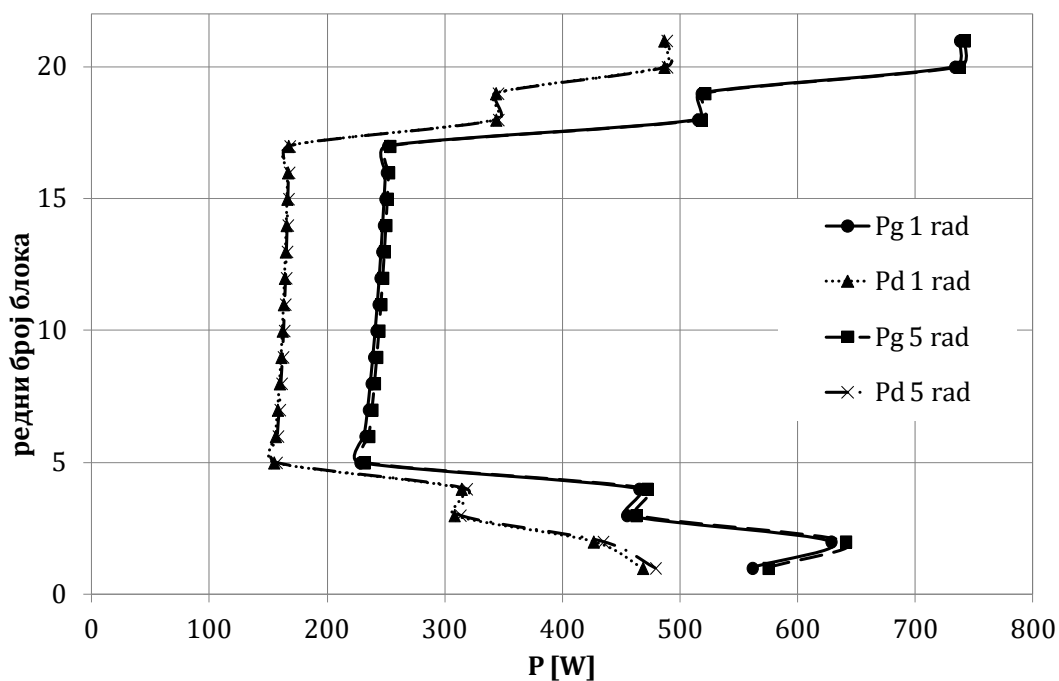
⁵¹ испод и изнад сваког блока, означени индексима g и d , уз важну напомену да се ове ознаке у овом случају односе на горњу и доњу површ блока, а не на горњу и доњу површ радијалног канала, као што је то био случај у претходним деловима овог поглавља

КПТС. На тај начин, „одузета“ снага спољашњег аксијалног канала се прерасподелила у унутрашњи аксијални и радијалне канале.

Ипак, утицај додатног топлотног отпора у случају који је илустрован – није био велики. Највећи пораст средње температуре блока је мањи од 1°C, забележен у доњем блоку.



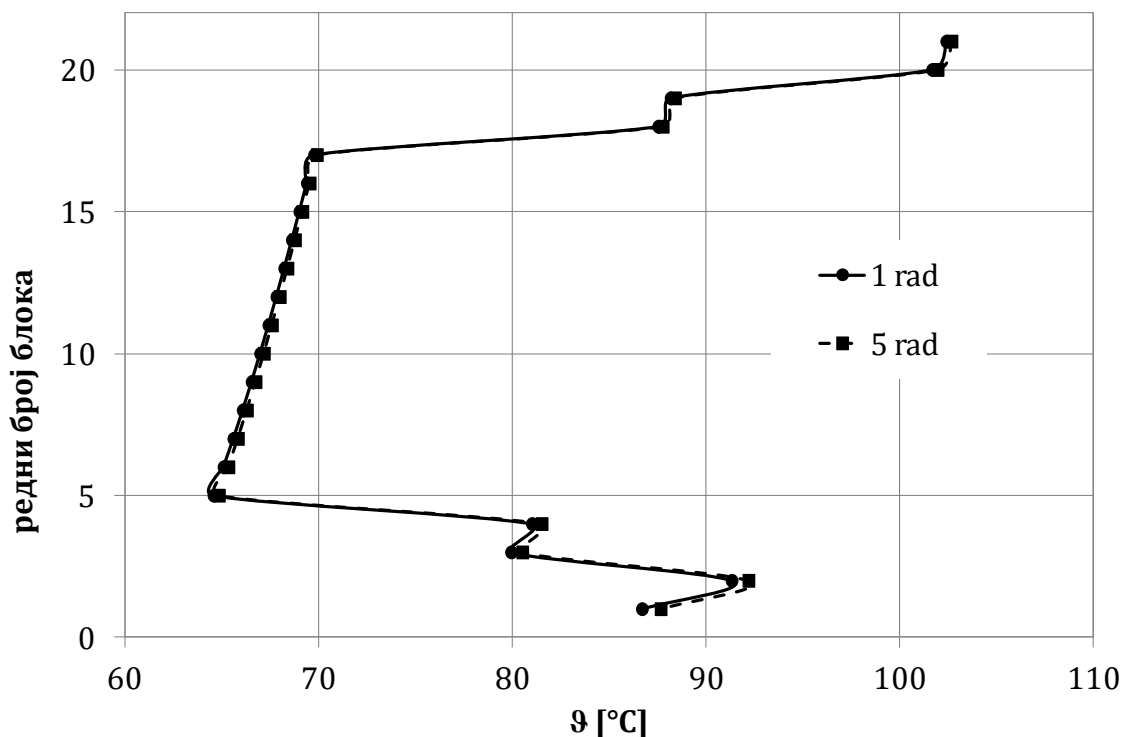
а) снаге ка аксијалним каналима



б) снаге ка радијалним каналима

Сл. 7.21 – Топлотне снаге пренете ка уљним каналима са блокова проводника, при неуниформној расподели губитака

Закључак који се може донети на основу резултата изведене анализе, јесте да се расподела снаге ка радијалним каналима не разликује много у случајевима када се блок посматра као хомогени алуминијумски, или као низ проводника са изолацијом у радијалном правцу, што се може узети као оправдање што су 2D FEM/CFD симулације вршене полазећи од тога да су блокови хомогене алуминијумске структуре.



Сл. 7.22 – Средња температура блока проводника

7.2.6 Закључак

У овом поглављу дате су нове једначине за прорачун КПТС за горњу и доњу површ радијалног уљног канала у намотајима ЕУТ са аксијалним и радијалним каналима, без баријера за усмеравање уља. Једначине су формиране на основу резултата 2D FEM/CFD симулација које одговарају ON режиму хлађења, што значи да је њихова примена ограничена на ON ЕУТ. За проширење области важења на OD режим хлађења, потребно је извршити одговарајући скуп додатних FEM/CFD симулација и применити поступак сличан оном који је приказан у овом поглављу. Ове једначине су инкрементални искорак у термичком моделовању поменуте геометрије намотаја, за које се у литератури не могу наћи формуле за израчунавање КПТС које уважавају релевантне конструкционе и физичке параметре. Нове једначине су имплементирани у рачунарски програм заснован на ДТХМ. Тачност нових једначина је проверена ДТХМ симулацијама физичког модела за који су у литератури [14] објављени резултати експерименталних мерења и 3D FEM/CFD симулација.

8 Повећање ефикасности хлађења намотаја усмеравањем протока уља кроз радијалне канале

У поглављима 2.4.2, 4.2 и 7.2 наглашено је да, у погледу начина конструкције уљних канала, постоји више различитих типова намотаја. Данас, најчешће се користе две врсте намотаја – слојни без радијалних канала (в. Сл. 2.13 а)) и, нарочито за намотаје веће снаге, слојни или диск цик-цак намотаји (в. Сл. 2.13 в)). Поређење термо-хидрауличких карактеристика ова два типа намотаја представљено је у [98]. Осим ова два типа намотаја, и даље се често користе намотаји са радијалним каналима без баријера за усмеравање уља (в. Сл. 2.13 б)).

У наставку овог поглавља, на примеру цик-цак намотаја једног ON EУТ, који је више пута анализиран у литератури [15, 14, 99], приказаће се поређење термо-хидрауличких перформанси оригиналног НН намотаја и његових модификација. Модификације су вршене тако што је мењан број радијалних канала између две баријере за усмеравање уља, при чему је разматрана и конфигурација у којој су уклоњене све баријере за усмеравање уља. Поређење ће бити извршено на основу резултата симулација рачунарског програма HoST Calculus заснованог на ДТХМ.

Посматрани трансформатор је трофазни, тронамотајни (НН намотај, ВН намотај и регулациони намотај), номиналне снаге 40/53/66 MVA у режимима ONAN/ONAF/ONAF⁵², за номинални напон 225/26.4 kV. Веза намотаја је YNd1, а номинална фреквенција 60 Hz.

Извршена је термо-хидрауличка анализа оригиналног НН намотаја и његове четири различите модификације. Прва симулација је извршена за оригиналну конструкцију намотаја, у другој симулацији су укинуте баријере за усмеравање уља у нисконапонском намотају, чиме је оригинални намотај из изворне цик-цак конструкције претворен у намотај са радијалним каналима без баријера. У трећој и четвртој симулацији повећан је број баријера у НН намотају у односу на оригиналну конструкцију, чиме је повећан број цик-цак секција, а у петој је намотај без баријера модификован тако што је у његову средину уведен још један аксијални канал, чиме су дискови подељени на два дела и додирна површина дискова ка уљу повећана.

За наведене конструкције биће приказан низ релевантних хидрауличких и термичких параметара, као што су HS температура намотаја, средња температура намотаја, хидраулички отпор и тако даље. Приликом анализе, симулације су вршене за цео трансформатор, јер модификације конструкције, у мањој или већој мери, утичу на вредност укупног протока уља и његову расподелу између активних делова трансформатора, пре свега услед промене еквивалентног хидрауличног отпора. Ипак, доминантан очекивани утицај на хлађење намотаја има локални ефекат повећања КПТС у намотајима, које зависи од усмеравања уља у радијалне канале, помоћу баријера.

8.1 Конструкција нисконапонског намотаја

Оригинални НН намотај (описан у [15], поглавље 3) састоји се од 78 дискова. Сваки диск има 18 проводника у радијалном правцу (три електрична навојка са по шест паралелно везаних проводника). Проводник је димензије 2,057×14,275 mm, изолован је папирном изолацијом једноструке дебљине 0,381 mm. Аксијални канали су формиран са 36 летвица ширине 15,9 mm, а радијални са 18 одстојника ширине 28,6 mm. Унутрашњи аксијални канал је ширине 8,89 mm, спољашњи 6,35 mm, а радијални канали су високи 4,06 mm (укључујући и канале изнад и испод баријера за усмеравање уља). Унутрашњи пречник намотаја (до унутрашње ивице унутрашњег аксијалног канала) износи 316,23 mm.

⁵² два ONAF режима су при различитим режимима рада вентилаторских група

Оригинални намотај (у наставку текста означен као конструкција 1 или К1) је баријерама за усмеравање уља подељен на пет секција. У првој секцији, на дну намотаја, налазе се само два диска, док остале четири секције имају по 19 дискова (20 радијалних уљних канала). На Сл. 8.1 дата је геометрија једне секције (од 19 дискова) НН намотаја.

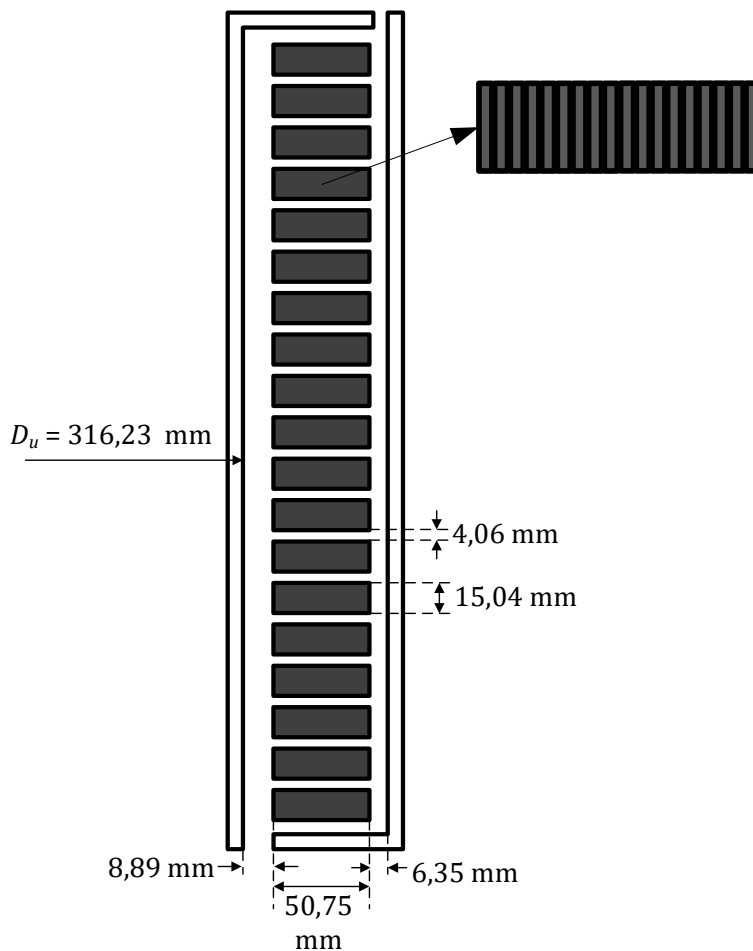
Прва модификација оригиналног намотаја (К2) јесте намотај без баријера за усмеравање уља. На месту одакле су баријере уклоњене, уместо два радијална канала и баријере, у модификацији К2 налази се само један радијални канал, исте димензије као и остали радијални канали.

У другој модификацији оригиналног намотаја (К3), у оригинални намотај са баријерама су постављене додатне баријере. Оригиналне секције од 19 дискова су додатним баријерама подељене на две секције – доњу од 10 дискова, и горњу од 9. На тај начин, намотај К3 има 9 секција, које редом имају 2, 10, 9, 10, 9, 10, 9, 10 и 9 дискова.

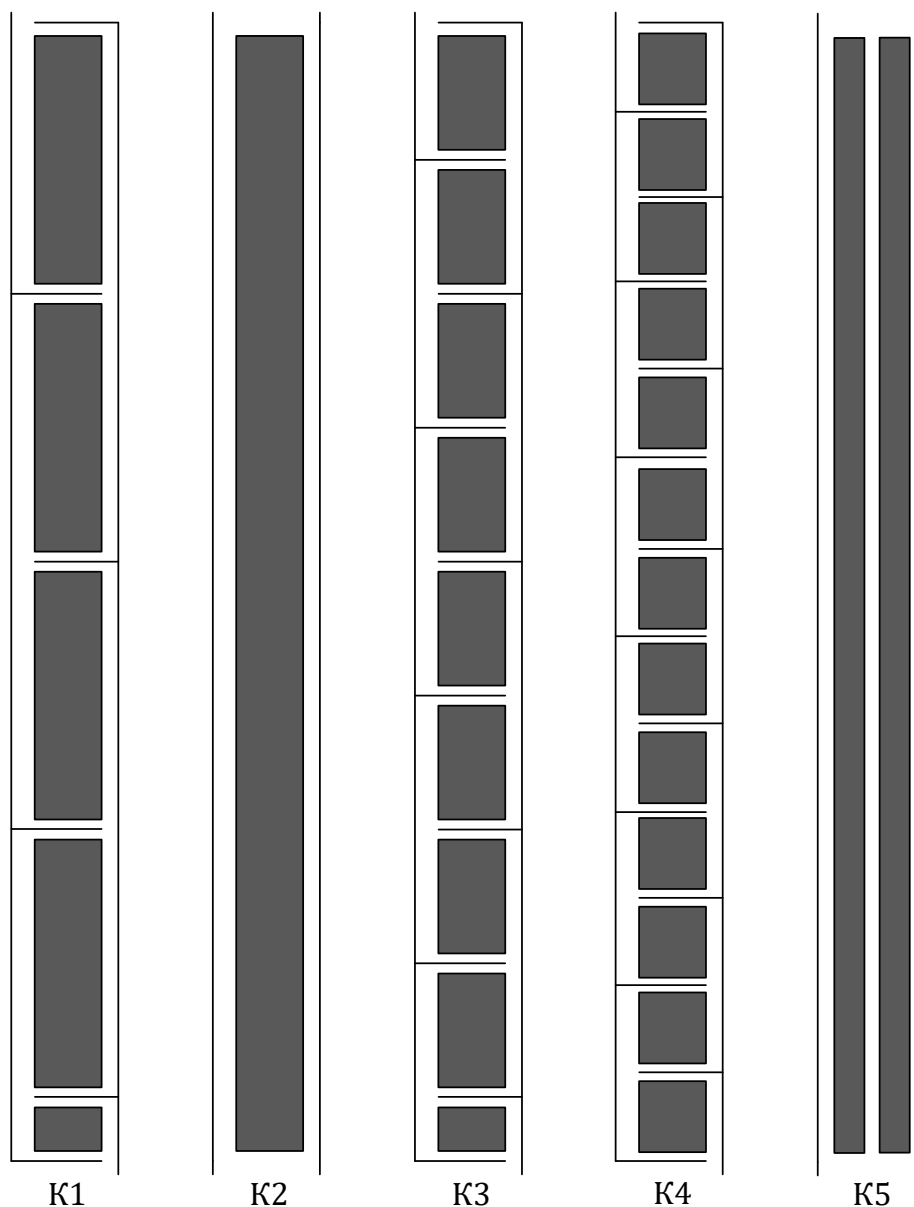
Трећа модификација (К4), слично модификацији К3, такође представља цик-цак намотај са повећаним бројем баријера. У овом случају, намотај је подељен на 13 секција од по 6 дискова.

Последња, четврта, модификација (К5) представља додатну модификацију модификације К2. У средину намотаја, између деветог и десетог радијалног проводника, целом висином намотаја уведен је додатни аксијални канал. Како би укупна ширина намотаја била непромењена, сва три аксијална канала су у овом случају ширине 5 mm (у оригиналној конструкцији су постојала два аксијална канала, укупне ширине $8,89 + 6,35 = 15,24 \approx 15$ mm).

Шематски приказ оригиналног намотаја и његових модификација дат је на Сл. 8.2. Због прегледности на слици нису приказани радијални канали.



Сл. 8.1 – Геометрија једне секције нисконапонског намотаја са 19 дискова [15]



Сл. 8.2 – Оригинални намотај (K1) и 4 модификована намотаја K2 – K5 (радијални канали нису приказани због прегледности слика)

Додавањем и уклањањем баријера за усмеравање уља, дошло је до мале промене укупне висине намотаја, због чега је извршена корекција положаја дна намотаја у односу на магнетско коло тако да је геометријска средина сваког намотаја на истој висини у односу на суд и радијаторе. На овај начин, задржана је вредност термосифонске силе, која у случају ON хлађења битно утиче на вредност укупног протока уља кроз трансформатор.

8.2 Резултати симулација и анализа ефекта усмеравања уља у намотајима

У рачунарским симулацијама су коришћене карактеристике уља дате у Таб. П 1.6 у поглављу П 1.6, преузете из брошуре [15].

За прорачуне преласка топлоте у намотајима са радијалним каналима без баријера за усмеравање уља, коришћене су нове једначине за КПТС, представљене у поглављу 7.2.

Губици у сваком од проводника одређени су на следећи начин. Пошло се од вредности укупних губитака за оригиналну конструкцију, које су одређене за сваки од дискова применом

FEM методе, сматрајући да је температура сваког проводника 75°C . Ове вредности су распоређене по проводницима сваког од дискова пропорционално њиховој дужини. У току прорачуна, вредност губитака сваког проводника се у симулацијама прерачунава са 75°C на локалну температуру проводника, у складу са једначинама (2.13),(2.14) и (2.19).

Температура посматраног намотаја, при номиналној струји оптерећења, била је веома висока (резултати прорачуна различитим методама и програмима заснованим на њима који су приказани у [15] указују да је *hot-spot* температура НН намотаја виша од 120°C). Треба напоменути да је истраживање случаја овог трансформатора било иницирано његовим кваром услед термичког оштећења изазваног превеликом вредношћу НS температуре НН намотаја. Симулације чији се резултати приказују у наставку текста извршене су за смањено струјно оптерећење од 0,8 р.ј., како би температуре намотаја биле ближе температурама које се обично јављају у пракси.

Температура амбијента у свим симулацијама постављена је на 20°C .

У Таб. 8.1 дати су резултати симулација за пет различитих конструкција (K1-K5). Приказане су вредности најважнијих термичких и хидрауличких карактеристика НН намотаја:

- средња температура намотаја (ϑ_{Nsr}),
- НS температура намотаја (ϑ_{Nhs}),
- горња температура уља у намотају (ϑ_{Ngu}),
- доња температура уља у намотају (ϑ_{Ndu}),
- запремински проток уља кроз једну фазу намотаја (Q_N),
- разлика средње температуре намотаја и средње температуре уља (градијент g),
- НS фактор (H),
- пад притиска у намотају услед фрикције и локалних губитака (Δp_{γ}),
- хидраулички отпор (R_h) и
- гравитациона компонента притиска (p_g).

Као што је већ напоменуто, висине намотаја се међусобно мало разликују. Како би гравитационе компоненте притиска биле међусобно упоредиве, гравитациона компонента притиска, представљена као интеграл

$$p_g = \int_0^h \rho(\vartheta) g \cdot dl, \quad (8.1)$$

дата је на растојању од дна суда (на висини 0) до врха језгра (на висини h).

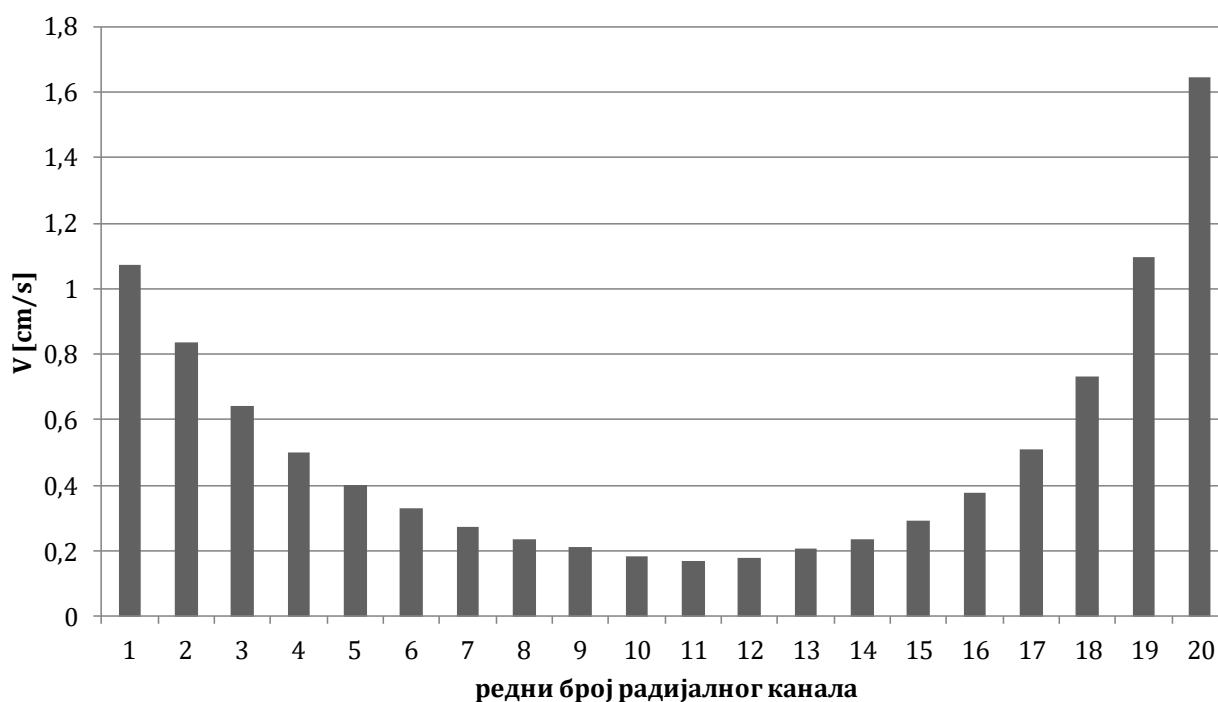
Таб. 8.1 – Резултати симулација за намотаје 5 различитих конструкција

	K1	K2	K3	K4	K5
ϑ_{Nsr} ($^{\circ}\text{C}$)	62,8	66,5	61,6	61,6	61,3
ϑ_{Nhs} ($^{\circ}\text{C}$)	93,7	111,5	95,3	96,5	104,9
ϑ_{Ngu} ($^{\circ}\text{C}$)	57,6	59,4	59,1	60,7	64,2
ϑ_{Ndu} ($^{\circ}\text{C}$)	30,3	30,2	30,2	30,0	29,8
Q_N (m^3/s)	2,45	2,30	2,29	2,16	1,92
g (K)	18,9	21,7	16,9	16,2	14,3
H (-)	1,92	2,4	2,14	2,20	2,85
Δp_{γ} (Pa)	113	139	130	150	180
R_h ($\text{Pa}\cdot\text{s}/\text{m}^3$)	165973	218039	204188	250232	337852
p_g (Pa)	24279	24254	24263	24246	24220

Средња температура намотаја K2 виша је од средњих температура цик-цак намотаја, а увођењем додатног канала у средини диска, средња температура намотаја K5 снижена је на ниво оних које су добијене за цик-цак намотаје (чак је незнатно и нижа).

Услед високих губитака на врху намотаја, HS температура се у свим посматраним случајевима налази у горњем диску (диск 78). У цик-цак намотајима (K1, K3 и K4), HS је увек у деветом проводнику у радијалном правцу (гледано од магнетског кола ка суду), у K2 HS је у осмом радијалном проводнику, а у K5 у четвртом. HS температуре цик-цак намотаја су значајно ниже од HS температура намотаја без усмереног струјања уља, што је очекиван резултат, чак и у случају када се у намотај уведе додатни аксијални канал.

Ипак, висока HS температура у односу на средњу температуру K5 намотаја у поређењу са K1 заслужује додатни коментар. Услед радијалне компоненте поља, највиша запреминска густина губитака појављује се на врху и дну намотаја. При томе, у случају K1, најинтензивније хлађење је на самом врху намотаја (расподела радијалних брзина уља дата је на Сл. 8.3), док је истовремено хлађење на горњој површини горњег диска у намотају K5 релативно неефикасно (моделовано једначинама за природно хлађену хоризонталну површину датим и [30], поглавље 9.6.2). Из претходне дискусије проистиче и важна практична препорука – у случају намотаја са баријерама треба остварити усмерено струјање уља преко горње површи проводника, тако што се изнад горње површи проводника постави радијални канал ка баријери.



Сл. 8.3 – Расподела брзина уља у радијалним каналима горње секције намотаја K1

Промена конструкције значајно утиче и на укупни запремински проток уља у намотају. Као што је и очекивано, додавањем баријера повећава се пад притиска у намотају. Проток у намотајима K1 и K2 сличан је услед веома малог броја баријера, чак, што је на први поглед неочекивано – већи је у намотају K1. Прва помисао је да ће хидраулички отпор цик-цак намотаја бити већи јер је код њега путања уља дужа, а локални губици (услед раздвајања и састављања токова уља, као и скретања) – већи. Друга чињеница, која доводи до наведеног „парадокса“, јесте да се количина уља кроз аксијални канал на улазу у део намотаја ограничен баријерама смањује како се иде од дна ка врху намотаја. Последице, смањује се и пад притиска у аксијалном каналу поред сваког од дискова како се иде од дна ка врху дела

намотаја. Код намотаја без баријера са три аксијална канала од 5 mm, услед малог хидрауличког пречника аксијалних канала, упркос постојању три уместо два канала, намотај има виши хидраулички отпор у односу на остале четири конструкције, а последично – и најнижи проток уља.

За три цик-цак намотаја (K1, K3 и K4), при повећању броја баријера, дошло је до пораста температуре HS уз смањење градијента g . Повећавањем броја баријера смањује се број радијалних канала који деле укупни масени проток, долази до пораста средње брзине уља у радијалним каналима, а самим тим и до смањења средње температуре намотаја. Са друге стране, услед додатног пада притиска, смањује се укупни проток уља кроз намотај, услед чега температура горњег уља расте. Ова два ефекта, као и чињеница да расподела протока по каналима у делу намотаја између баријера значајно зависи од броја канала између баријера, као резултат дају да повећање броја цик-цак секција не мора нужно да има позитивно дејство на смањење HS температуре. ДТХМ обухвата све наведене факторе, и као један од резултата даје и вредност HS температуре.

8.3 Закључак

Полазећи од једне стварне конструкције трансформаторског намотаја и њених модификација, кроз резултате ДТХМ симулација, приказани су ефекти усмеравања уља у намотајима ОН хлађеног ЕУТ.

Постављање баријера је релативно једноставан и, у принципу, врло ефикасан начин за повећање КПТС у радијалним каналима и смањење температура намотаја. Међутим, додавањем баријера повећава се хидраулички отпор намотаја и смањује проток уља, што негативно утиче на термичке параметре. Сви ови ефекти су нелинеарни и тешко је дати генералне препоруке за достизање оптималне конструкције. Стога, једина препорука која се може дати, јесте да се за различите опције спроведу прорачуни помоћу програма базираног на ДТХМ, и на крају усвоји конструкција за коју су температуре имале најниже вредности.

На основу спроведених прорачуна закључује се да је, након што су баријере уклоњене, приметан значајан пораст средње температуре намотаја. Пораст HS температуре још је значајнији, из чега проистиче препорука да се код намотаја цик-цак конструкције изврши и усмеравање уља преко горње површине горњег диска, у којем је густина губитака највиша. У конкретном случају који је посматран у овом поглављу, HS температура НН намотаја није могла да се смањи само повећањем броја баријера. Закључак је да се у циљу смањења HS температуре (која има неприхватљиво високе вредности, чак и при оптерећењу од 0,8 р.ј.) морају направити веће промене у конструкцији, нпр. повећање попречног пресека проводника.

9 Метода за прорачун фактора запрљања *shell-and-tube* размењивача топлоте код трансформатора са ODWF хлађењем

Основна улога програма базираних на ДТХМ практично је била симулација огледа загревања. Огледом загревања се проверава да ли су вредности пораста температура испод гарантованих вредности, тако да је за конструкцију предвиђену у фази пројектовања потребно предвидети вредности у огледу загревања. Рачунарски програм базиран на ТХМ омогућава да се у фази пројектовања уређаја изврше одређене корекције и оптимизација конструкције ЕУТ. Стационарни ДТХМ и софтвер базиран на овој методи су у области пројектовања ЕУТ препознати као изузетно користан, практично незаменљив алат.

Осим наведене примене, ДТХМ се користи за одређивање положаја на којем се очекује највиша температура намотаја уколико је предвиђено да се у посматрани ЕУТ поставе ФО сензори за мерење HS температуре. Било да је предвиђено да се ова температура мери ФО сензором (ово је постао стандард у случају већих ЕУТ) или не, произвођач је дужан да у пројекту предвиди вредност ове температуре. Један од најважнијих резултата ДТХМ симулација је вредност највише температуре намотаја и њен положај.

Са друге стране, у току рада, трансформатори изузетно ретко раде при номиналним условима при којима се врши оглед загревања. Оптерећење и температура спољашњег расхладног флуида (температура амбијента или температура воде) су променљиви у времену. Осим тога, у току рада трансформатора, карактеристике неког подсистема ЕУТ се могу мењати. Као можда и најзначајнији пример за ово је запрљање РТ трансформатора. Наиме, на површинама РТ временом долази до стварања наслага материјала различитог порекла. Услед запрљања, карактеристике РТ се мењају. Другим речима, долази до смањења ефикасности РТ⁵³, због чега су, при номиналним радним условима, карактеристичне температуре (укључујући и највишу температуру намотаја) више од оних које су измерене у огледу загревања. Очигледно, може се догодити да се максимално дозвољене температуре достижу при трајном оптерећењу које је мање од номиналног.

Информација о тренутном степену запрљања РТ је од велике важности оператору трансформатора. Уколико оператор поседује вредност тзв. *фактора запрљања* (*Fouling Factor*, скраћено ФЗ) који је прецизно објашњен и дефинисан у поглављу 9.3, а помоћу којег се квантитативно описује тренутно запрљање – могуће је проценити максималну снагу оптерећења коју трансформатор може да пренесе у трајном раду или максималну дужину трајања жељеног преоптерећења, односно максимално преоптерећење током дефинисаног временског периода.

Поред тренутне вредности ФЗ, изузетно корисна информација оператору ЕУТ била би процењена вредност ове величине у будућности. Познавање промене ФЗ у будућности омогућава оператору трансформатора да средњорочно и дугорочно планира производњу/пренос електричне енергије, али и да планира одржавање опреме. Планирање производње/преноса је важно са становишта оптималног искоришћења опреме – уколико је произведена/пренета снага значајно мања од дозвољене, оператор је пропустио прилику за зараду; а уколико је произведена/пренета снага значајно већа од дозвољене, убрзано старење трансформатора у датом периоду (у екстремним случајевима и тренутног квара) може бити неоправдано. Приликом одржавања ЕУТ, поједине операције захтевају одвајање трансформатора са мреже. Ова искључења је могуће планирати тако да финансијски губитак буде што мањи (на пример, постоје у периоди када је стање акумулације у хидроелектрани

⁵³ осим у неким специјалним случајевима, о којима ће бити речи у поглављу 9.3

такво да не омогућава целодневну испоруку снаге, или када су потребе за испоруком енергије такве да се трансформатор може искључити у времену довољно дугом да се изврше потребни радови на одржавању).

Ово поглавље је посвећено развоју нове методе за *online* процену и предикцију ФЗ. Метода је примењена на Хидроелектрани (ХЕ) „Ђердап 1“ и заснована је на вредностима регистрованим у мониторинг систему и процесних величина на два блок-трансформатора у погону. Трансформатори су опремљени са РТ уље-вода типа *shell-and-tube*. Иако се задрљање површи РТ одвија са стране воде и са стране уља – процес задрљања знатно је интензивнији са стране воде, због чега је фокус анализе на задрљању са стране воде.

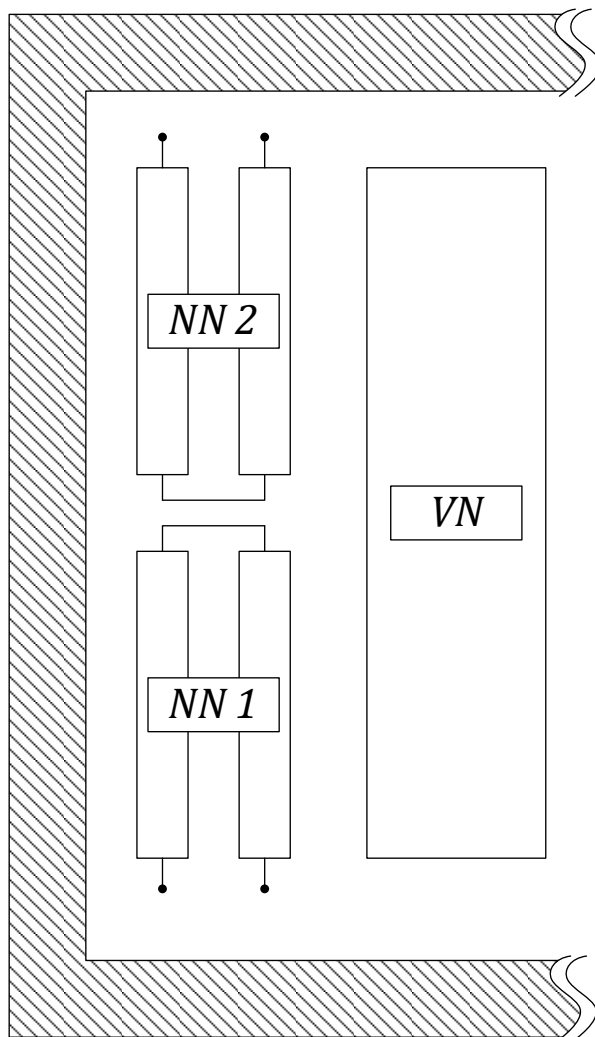
Део овог истраживања и његова практична реализација су објављене у [100].

9.1 Опис трансформатора

Трансформатори који су предмет ове студије су два идентична генераторска блок-трансформатора са ХЕ „Ђердап 1“. Трансформатори су трофазни, тронамотајни са два нисконапонска/примарна намотаја (два генератора по трансформатору), са петостубним језгром, називне снаге 420/210/210 MVA, називних напона 420/15,75/15,75 kV, спреге YNd5d5, са ODWF хлађењем.

Петостубно језгро осим три главна стуба има и два помоћна, чија је површина попречног пресека двоструко мања од површине попречног пресека главних стубова.

Просторни распоред намотаја је дат на Сл. 9.1.



Сл. 9.1 – Просторни распоред намотаја

Два нисконапонска намотаји су слојног типа, постављена један изнад другог. Изведени су СТС каблом, чији су појединачни проводници међусобно изоловани трафо-лаком, а цео кабл је обавијен мрежицом. Сваки има два слоја између којих се налази аксијални уљни канал. Сваки слој чини двадесет навоја, са по четири кабла у паралели, у аксијалном правцу. Радијални уљни канали се налазе након свака два кабла (дакле, два по два кабла су постављена један до другог), осим при врху и дну сваког намотаја, где због повећања расхладне површине и ефикасности хлађења постоје радијални канали између свака два СТС кабла. У овом намотају постоје баријере за усмеравање уља у радијалне канале, али намотај није класичне цик-цак конструкције, већ је полуотвореног цик-цак типа (в. Сл. 2.15).

Високонапонски намотај је диск намотај без радијалних канала. Сваки диск има 6 СТС проводника у радијалном правцу, при чему се после сваког СТС проводника налази аксијални канал (шематски приказано на Сл. 2.14).

Конструкција расхладног система је OD типа.

9.1.1 Резултати огледа загревања у FАТ

Оглед загревања је извршен при номиналној снази од 420 MVA, али при 95% номиналног напона (ово су заправо стварни радни услови уређаја). Губици, измерени у огледима кратког споја и празног хода износе 129,54 kW за празан ход и 736,93 kW за кратак спој при струји са високонапонске стране од 607,79 A (прерачунати на референтних 75°C који одговарају овим радним условима), укупно 866,47 kW.

У првом делу огледа загревања, при номиналним губицима (од 866,47 kW), пораст горње температуре уља у односу на температуру амбијента је 28,7 K, а пораст доње температуре уља је 23,7 K.

Из резултата другог дела огледа загревања одређене су разлике средње температуре намотаја и средње температуре уља. Ове вредности дате су у Таб. 9.1. Будући да су намотаји идентични, да су номинални губици у њима практично исти, а да целокупна маса уља која изађе на врху доњег намотаја улази у горњи, при номиналним радним условима градијент g намотаја NN 1 и NN 2 је рачунат за температуре уља (Сл. 9.2):

$$\vartheta_{u\ sr, NN1} = \vartheta_{du} + \frac{1}{4}(\vartheta_{gu} - \vartheta_{du}), \quad (9.1)$$

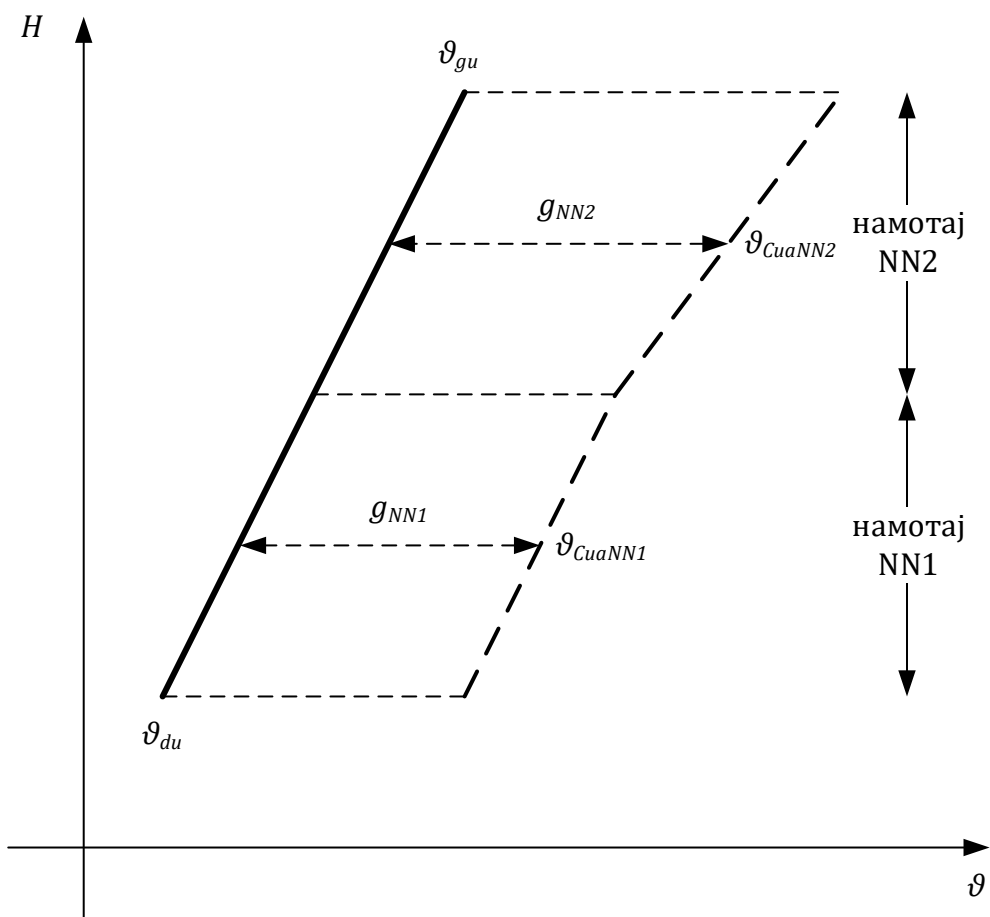
$$\vartheta_{u\ sr, NN2} = \vartheta_{du} + \frac{3}{4}(\vartheta_{gu} - \vartheta_{du}). \quad (9.2)$$

Разлика средње температуре намотаја и средње температуре уља у намотају рачунате према једначинама (9.1) и (9.2) дата је у Таб. 9.1. Индекс n означава да се ради о номиналним вредностима.

Таб. 9.1 – Разлика номиналне вредност средње температуре намотаја и номиналне средње температуре уља

Намотај	g_n (K)
NN 1	10,0
NN 2	14,7
VN	13,7

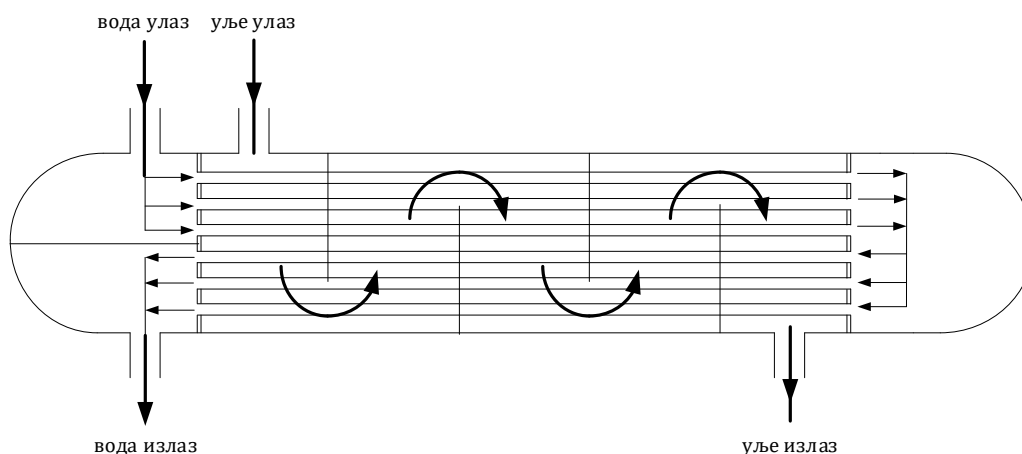
Имајући у виду идентичну конструкцију два NN намотаја, разлика од 4,7 K је доста велика и неочекивана. Вредности из Таб. 9.1. су коришћене као улаз у модел.



Сл. 9.2 – Модификовани термички дијаграм два аксијално постављена НН намотаја

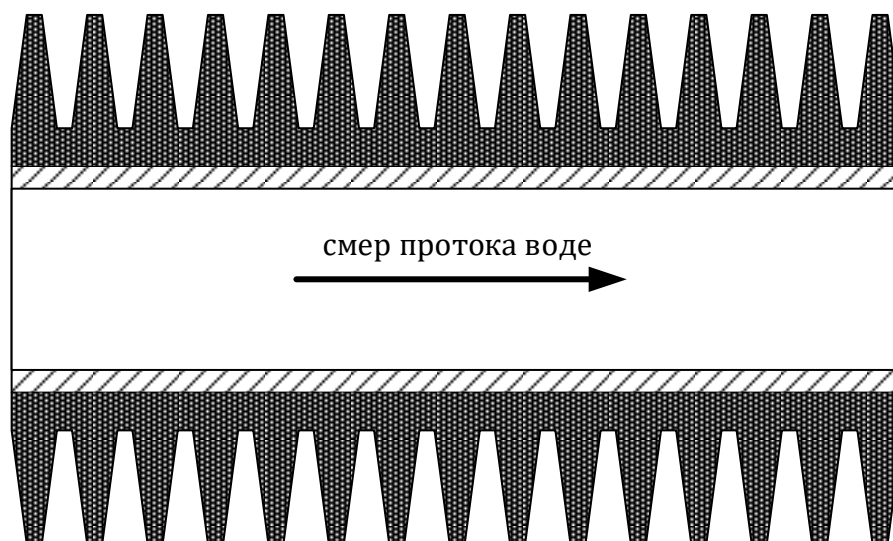
9.2 Опис расхладног система са размењивачима топлоте типа *shell-and-tube*

Сваки од два трансформатора има два РТ уље-вода. РТ су типа *shell-and-tube*, са *двоструким пролазом*, чији је шематски приказ дат на Сл. 9.3. Код овог типа РТ, спољашњи, расхладни флуид је вода, која се усмерава кроз сноп цеви. Двоструки пролаз значи да вода улази са једне стране РТ, затим цевима (једном половином, ако се броје све цеви у попречном пресеку РТ) протиче до другог краја, одакле мења смер и враћа се (другом половином цеви) ка страни РТ са које је вода и ушла. Око ових цеви се налази кућиште кроз које струји унутрашњи расхладни флуид – уље. Уље се системом баријера (*baffles*) усмерава преко цеви кроз које протиче вода. Цеви су направљене у такозваној *double-safety* технологији, заправо цев се састоји од две концентричне цеви, чиме се спречава улазак воде у суд у случају пуцања цеви. Ове две цеви су направљене од специјално одабраних легура, чиме се за цео радни опсег радних температура обезбеђује добар контакт између додирних површина две цеви. У супротном, услед лошег контакта дошло би до значајног пораста топлотног отпора, смањења укупног коефицијента преласка топлоте, стога и смањење ефикасности РТ.



Сл. 9.3 – Шема *shell-and-tube* размењивача топлоте коришћеног на трансформатору из студије

Са спољашње стране (са стране уља), цев је оребрена (Сл. 9.4). Оребравањем се постиже већа додирна површина са стране уља, чиме се повећава додирна површ на страни уља и смањује укупан отпор преласку топлоте са уља на воду. На тај начин се за исту разлику температура повећава пренета снага, односно, за потребну снагу преноса топлоте смањује се разлика температура уља и воде.



Сл. 9.4 – Уздужни попречни пресек двоструке (*double-safety*) цеви

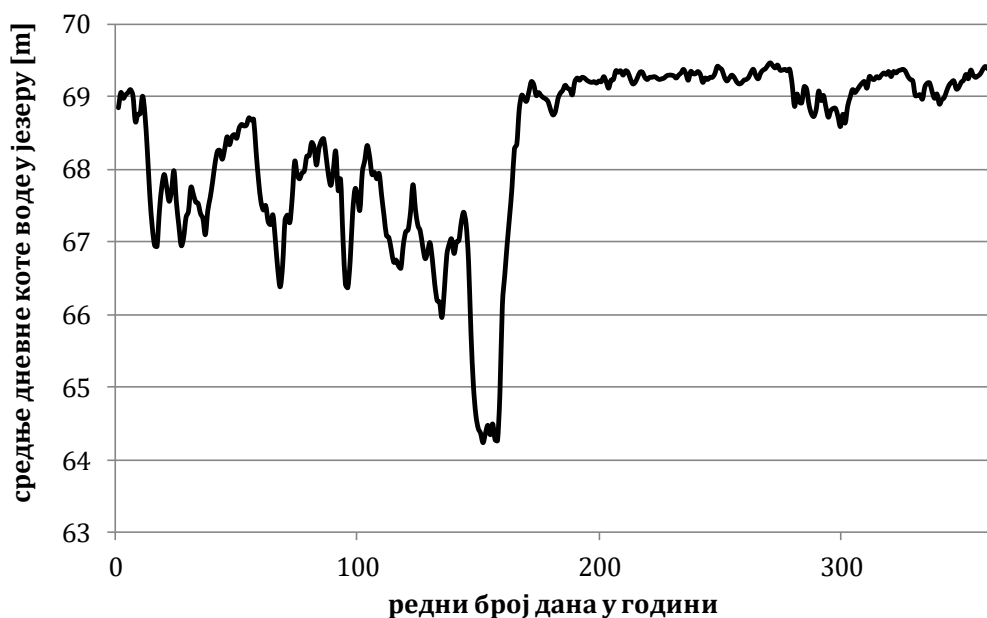
Каталошки подаци РТ су дати у Таб. 9.2.

Таб. 9.2 – Каталогски номинални подаци размењивача топлоте

Расхладна снага P_h	(kW)	530
Пад притиска Δp_d	(kPa)	68
Запремински проток уља Q_u	(m ³ /h)	220
Запремински проток воде Q_v	(m ³ /h)	36
Температура уља на улазу ϑ_{ui}	(°C)	60
Температура уља на излазу ϑ_{ui}	(°C)	55
Температура воде на улазу ϑ_{vi}	(°C)	25
Температура воде на излазу ϑ_{vi}	(°C)	38

Вредност масеног протока уља се не мења много током времена (током целокупног аквизиционог периода протоци уља кроз РТ се мењају у опсегу од неколико процената изнад и испод номиналне вредности). Ове мале промене су последица променљивих услова напајања (напон и фреквенција мреже), а могуће је и благо опадање произведеног притиска услед благог повећања хидрауличког отпора услед таложења материја из уља на површ цеви. Уљна пумпа је изабрана тако да је запремински проток близак номиналном протоку РТ.

У акумулационим језерима хидроцентрала бранског типа ниво воде се мења (на Сл. 9.5 дата је промена нивоа воде у акумулационом језеру Ђердап мереном на самој брани хидроелектране у току 2015. године, са учестаношћу мерења од једног дана). Системом цеви, расхладна вода се спроводи из језера до РТ трансформатора. Ниво воде у акумулационом језеру утиче на гравитациони притисак, стога и на проток воде. Приликом протока речне воде кроз цеви, долази до таложења различитих материја (биолошког и другог порекла) на зидове цеви и механичке филтере. Временом, долази до пораста хидрауличког отпора у систему цеви, што доводи до смањења протока воде. На систему цеви са довод воде постоје вентили за регулацију протока воде. Иако се помоћу вентила може вршити регулација протока, проток воде се, за разлику од протока уља значајно мења у току времена, што утиче на радне карактеристике РТ.



Сл. 9.5 – Промена нивоа воде акумулационог језера Ђердап (2015. година)

9.3 Запрљање *shell-and-tube* размењивача топлоте – теоретске основе и преглед литературе

РТ су веома распрострањени уређаји. Користе се за различите намене (у прехранбеној, нафтној, хемијској индустрији итд.). Запрљање РТ представља озбиљан проблем, како технички, тако и економски. Процене су да светска економија услед запрљања РТ губи више милијарди америчких долара годишње (у [101] наводи се процена од 4,4 милијарде америчких долара губитка годишње у великим индустријским државама, а [102] процењује губитке на око 0,25% бруто домаћег производа, позивајући се на студије из осамдесетих и деведесетих година двадесетог века). Темема боље контроле и спречавања запрљања је посвећено много пажње у литератури.

РТ ЕУТ, због својих специфичности и важности објеката чији рад у потпуности зависи од њих, заслужују посебну пажњу. Прва специфичност је да је систем унутрашњег расхладног флуида затвореног типа (уље се налази у затвореној петљи, што значајно смањује интензитет

запрљања). Друга специфичност је што је топлотна снага која се одводи из система по природи променљива у широком опсегу (производња и потрошња електричне енергије могу значајно варирати и сезонски и у току дана).

Генератори и блок-трансформатори у хидроелектранама обично се хладе помоћу речне воде, која се, због природе објекта, у непосредној близини налази у изобиљу. Коришћење речне воде доводи до таложења различитих материја на површи са којима је вода у контакту. Физичким и хемијским третирањем воде за хлађење могуће је смањење интензитета и успоравање динамике запрљања. Услед еколошких захтева, могућност хемијског третирања није опција. Механички филтери воде постоје, али и поред њих, у цевима за довод воде, али и у самим РТ, долази до таложења материје. Ово доводи до повећања хидрауличког отпора и смањења протока воде, што индиректно утиче на смањење ефикасности РТ. Проток воде је једна од величина које се по правилу мере на већим ODWF трансформаторима, што је случај и на ХЕ „Ђердап 1“. Како је запремински проток воде величина која је потребна као улаз у термички модел, процена утицаја запрљања на хидраулички отпор, а последично и на сам проток, није била потребна.

У РТ уље-вода типа *shell-and-tube*, топлота се преноси са уља на воду. Топлота се са уља струјањем преноси на спољашњи зид цеви, одакле се провођењем преноси кроз цев (код двоструких цеви, провођење кроз цев подразумева редни отпор обе концентричне цеви и контактни отпор између њих) ка унутрашњој површи цеви, а затим струјањем топлота прелази на воду. Таложењем материје из уља на спољашњу површ цеви и материје из воде на унутрашњу површ цеви, практично долази до стварања додатног топлотног отпора. Осим тога, запрљање расхладне површине РТ доводи и до повећања хидрауличког отпора и до значајнијег смањења расхладне површине у случају оребрене спољашње стране, због лакшег таложења материје у зони на дну простора између ребара и на тај начин потпуно блокира додир са флуидом. Наведени ефекти утичу на смањење ефикасности РТ, а самим тим и расхладне моћи РТ и пораста температуре трансформатора.

Додатни топлотни отпор са стране уља, који је последица запрљања, може имати врло велику вредност, вишу од додатног топлотног отпора са стране воде [103]. Такође, стварање талоба у жлебовима на оребреној спољашњој површи значајно утиче на смањење расхладне површи. Међутим, у литератури о запрљању РТ типа *shell-and-tube*, пажња је претежно усмерена на запрљање са унутрашње стране цеви, а не ка кућишту. Моделовање и предикција запрљања спољашње стране цеви *shell-and-tube* РТ су презентовани у раду [104]. Модел је примењен на постројењу за прераду сирове нафте. Међутим, овај случај се значајно разликује од затвореног система какво је кружење расхладног уља у енергетским трансформаторима. Таложење материје са стране уља повезано је са његовом деградацијом и деградацијом целулозног изолационог материјала услед високих температура, за чије стварање је потребно време. У конкретном случају, трансформатори на ХЕ „Ђердап 1“ су нови: један трансформатор је у тренутку анализе у погону био мање од три године, док је анализа другог започета непосредно по стављању у погон. Осим тога, температура уља је било релативно ниско (температура горњег уља, мерена у цепу на поклопцу суда, није прелазила 60°C). Из наведених разлога, сматрано је да је запрљање са стране уља у својој почетној фази и занемарено је. У општем случају, запрљање са стране уља се може посматрати као споропроменљива величина и проценити из вредности непосредно након чишћења површи хладњака који су у додиру са водом.

Запрљање подразумева деловање више различитих механизма, који се према пореклу могу поделити на пет категорија [105]:

- биолошко запрљање,
- честично запрљање,
- запрљање услед кристализације,

- задрљање услед хемијских реакција и
- задрљање услед корозије.

У случају хлађења речном водом, задрљање је највећим делом биолошког порекла, нешто мање честичног порекла. Ово је препознато и у [106], где су за индустријску групу „генерисање електричне енергије“, уз специјалан случај смрзавања при ниским температурама амбијента који такође представља велики проблем електроенергетике [107, 108], ова два механизма задрљања означени као најзначајнији. Оно што је карактеристично за већину практичних случајева, то је да различити механизми задрљања утичу један на други [105, 106, 109], и најчешће су у синергизму, иако то не мора увек да буде случај.

Неке од поменутих категорија задрљања, као и низ догађаја [105] кроз које се свака од њих испољава:

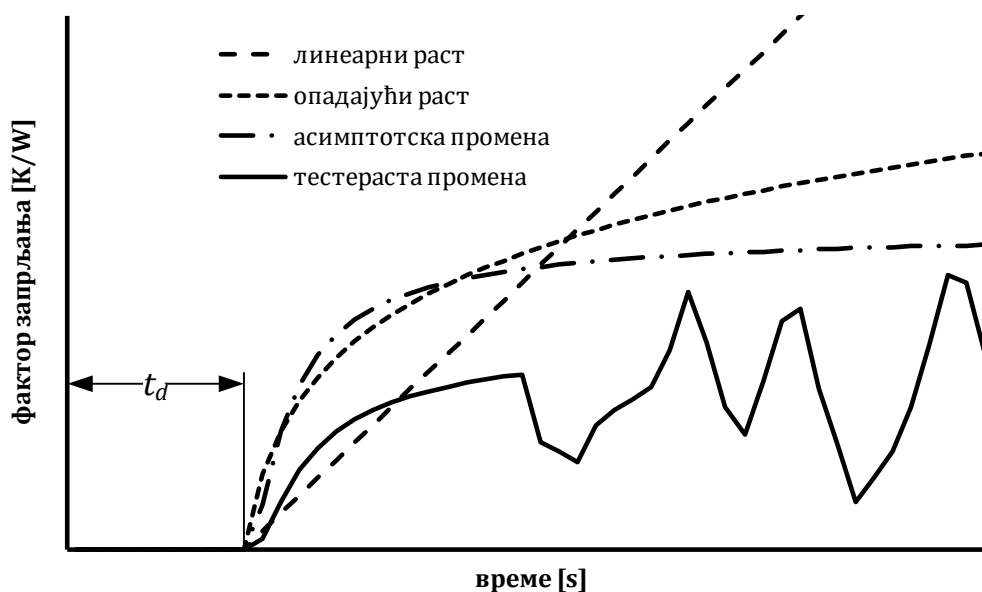
- иницијација,
- транспорт,
- везивање,
- уклањање и
- старење;

веома добро су истражене и математички описане [110, 111, 112]. Задрљање биолошког порекла је још увек недовољно истражено и поуздани аналитички математички модели који га описују нису у потпуности развијени. Осим тога, моделовање међусобних релација више различитих аспеката задрљања је веома компликован задатак.

Један од модерних приступа овом проблему (и сличним проблемима које карактерише висок ниво комплексности) је употреба алгоритама базираних на неуралним мрежама (*Artificial Neural Networks* – ANNs) [113, 114]. Овај приступ, у основи, цео проблем посматра као такозвани *black-box*. Улазни скуп података у модел су дефинисане величине које се мере у току процеса, као и резултати жељене величине на излазу. Коришћењем неког од алгоритама машинског учења (*machine learning* – ML), добијају се оптималне вредности тежинских коефицијената који представљају везу између улаза и излаза, без дубљег разумевања физичких, хемијских и биолошких појава које се „крију“ иза добијених резултата. Поједини алгоритми омогућавају такозвани *gray-box* приступ, који омогућава да неки делови модела буду засновани на теоретским основама (на пример изражени у аналитичком облику).

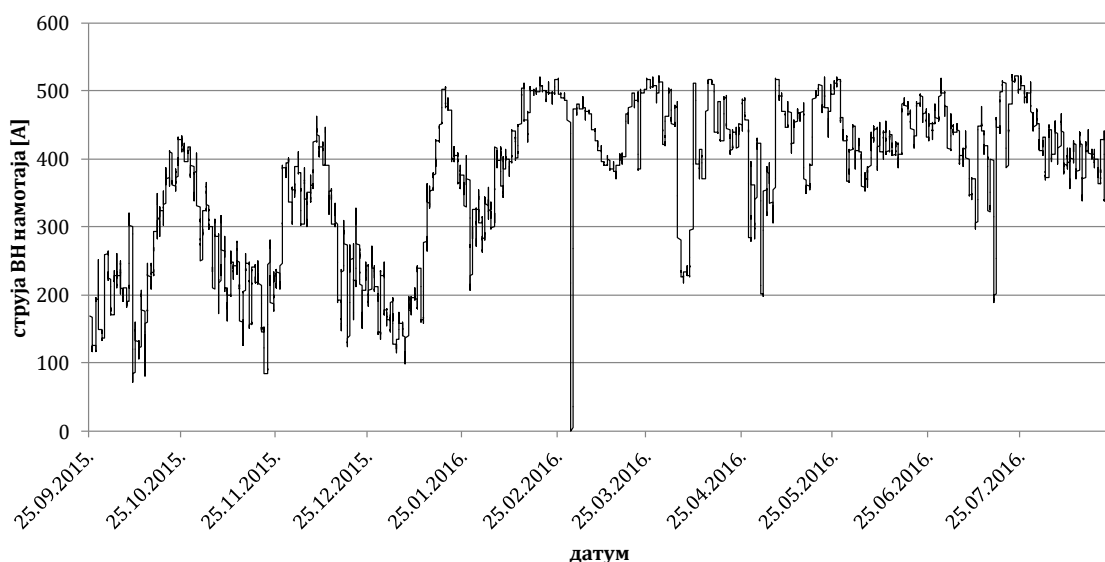
У овој студији је коришћен аналитички приступ проблему, тј. успостављене су математичке законитости засноване на физичким, хемијским и биолошким параметрима, тако да се ниво задрљања изрази као функција величина које се уобичајено мере на енергетским трансформаторима са овим типом РТ. При томе, ниво задрљања се посматра као кумулативна вредност задрљања изазваног различитим механизмима.

ФЗ се мења у времену. Различити облици криве промене ФЗ су описани у [106] – *линеарни раст*, *раст опадајућег интензитета (falling rate)*, *асимптотска* и *тестераста* промена. На Сл. 9.6 дате су криве ова четири облика промене ФЗ. Задрљање је (релативно) спор процес, за који је потребно време. У већини случајева, ради се о процесима чије су временске константе реда величине више дана, па и недеља и месеци. Иако процес задрљања практично започиње одмах по пуштању РТ у погон, потребно је време да се догоде одређени физичко-хемијски процеси након којих пораст вредности ФЗ постаје приметан. Ова појава је уочена и објашњена у литератури [105, 106, 111], а време након којег ФЗ практично почиње да расте назива се *време кашњења (delay time* или *initiation time*), на Сл. 9.6 је означено са t_d . Вредност ФЗ од пуштања РТ у погон до тренутка t_d је мала, чак може имати и негативну вредност. Ово је објашњено повећањем храпавости површине, што доводи до локалних турбулентних кретања расхладног флуида, што повећава локални КПТС. Ипак, и вредности овог негативног ФЗ су по апсолутној вредности изузетно мале, и практично су занемарљиве.

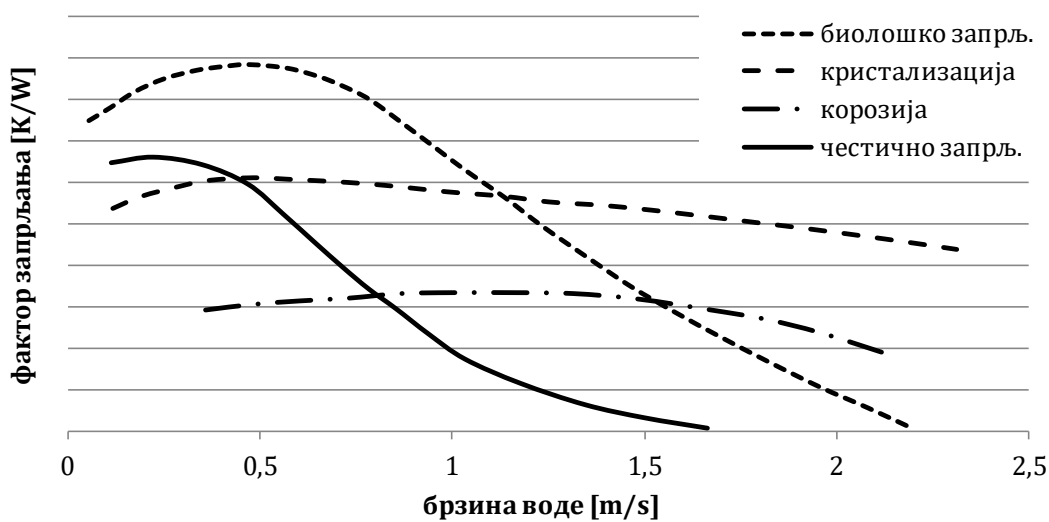


Сл. 9.6 – Примери промене фактора зашрљања у функцији времена

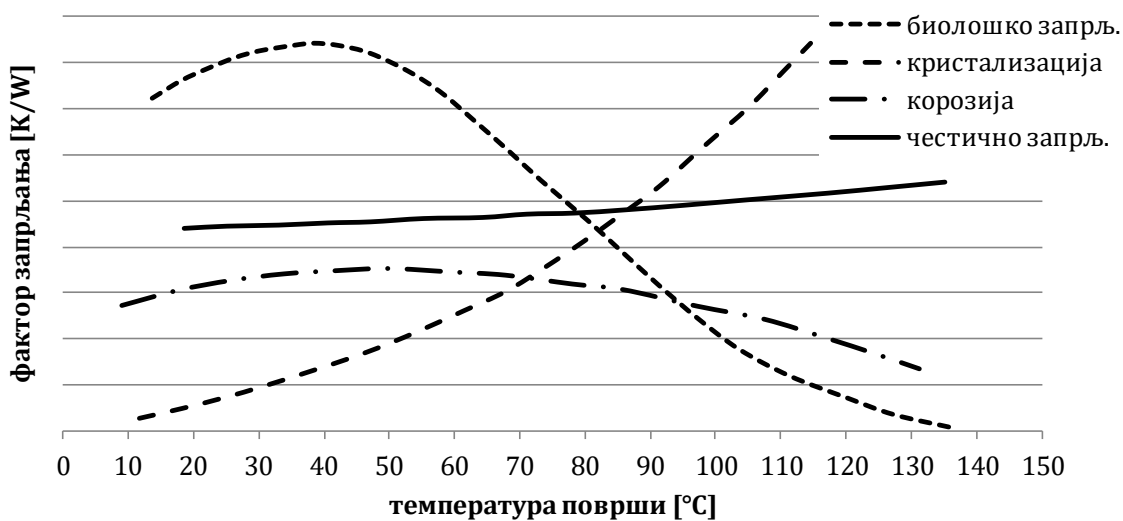
Приликом анализе промене ФЗ у овој студији, уочено је да након неког времена крива промене ФЗ добија тестерастички облик. Тестерастички облик криве у почетку се понаша слично асимптотском, због чега их је у случају честих чишћења немогуће разликовати. Зашрљање речном водом је доминантно биолошког порекла, у синергији са честичним. За овај случај, и у [115] примећено је да промена ФЗ има тестерастички облик, при чему је видљиво да има и периодични карактер. Наиме, у [115] раст ФЗ који је последица зашрљања речном водом има карактеристичан пораст у току зимског периода (тзв. *зимски пик*). Ово наводи на закључак да облик криве значајно зависи од сезонских услова. У случају РТ енергетског уљног трансформатора, потенцијални утицај на појаву зимског пика има температура расхладне воде, али и биолошки циклус микроорганизама и макроорганизама који живе у речној води. Осим тога, за рад ЕУТ је карактеристично то да се струјно оптерећење може значајно да се мења у току године. На Сл. 9.7 дат је профил струје високонапонског намотаја измерен од 25. септембра 2015. године до 23. августа 2016. године; како би илустрација била ефектнија, велики мерни шум је елиминисан употребом *moving average* филтера са временском константом од 96 одбирака (тј. 24 часа). Као последица великих разлика у оптерећењу мења се и пораст температуре уља у односу на температуру расхладног флуида (воде), као и порасте температуре воде на излазу у односу на температуру воде на улазу у РТ. Претпоставка је да се тестераста крива може описати једначином истог облика као и асимптотска, при чему су параметри посматране криве зависни од променљивих радних услова. Овакав приступ, односно претпоставка, је усвојен управо због претходно наведених променљивих радних услова током времена. Поред температуре воде, познато је да велики утицај на вредност ФЗ има и брзина флуида (о чему се говори у [106]). Утицај ова два кључна фактора (температура и брзина расхладне воде) на вредност ФЗ објашњена је у [106] (на Сл. 9.8 и Сл. 9.9 за четири различите категорије зашрљања по пореклу дата је илустрација зависности максималне вредности ФЗ од брзине воде и температуре површи у додиру са водом).



Сл. 9.7 – Струјно оптерећење једног од трансформатора, у периоду 25.9.2015. – 23.8.2016.



Сл. 9.8 – Зависност фактора запрљања од брзине воде



Сл. 9.9 – Зависност фактора запрљања од температуре површи

Област очекиваних брзина воде у случају посматраног РТ је око 1 m/s, и по правилу је већа од 0,5 m/s у целом периоду у којем су вршена мерења. Очекиване температуре површи цеви РТ нешто су више од температуре речне воде, која је у опсегу од неколико степени изнад 0°C и у целом периоду мерења не прелази 30°C. Са Сл. 9.8 се уочава да су у комплетном очекиваном опсегу брзина криве зависности ФЗ биолошког и честичног порекла монотono опадајуће. Са Сл. 9.9 се уочава да су у очекиваном опсегу температура унутрашње површи цеви РТ (од тачке замрзавања воде до 40°C), криве зависности ФЗ биолошког и честичног порекла монотono растуће. Треба приметити да слика Сл. 9.9 не садржи податке у области ниских температура (нижих од 10°C). Такође, за биолошку компоненте задрљања, са порастом температуре ка температури од 40°C очекује се успоравање раста интензитета, а при температурама вишим од 40°C и њено опадање.

Објашњење ових трендова биолошке компоненте је следеће. Са порастом брзине воде расте и количина биолошког материјала која се може потенцијално закачити на површ цеви. Међутим, при брзинама вишим од неке „граничне“ брзине (око 0,5 m/s), механички рад флуида који тежи да одвоји наслагае биолошког порекла постаје доминантнији ефекат, те се максимална вредност ФЗ смањује. Пораст температуре до неке вредности погодује развоју микроорганизама и макроорганизама (стога и раст на левом делу графика), али температуре од преко 40°C лоше утичу на метаболичке процесе живих организама (одакле почиње пад максималне вредности ФЗ). Даљи пораст температуре ка екстремним вредностима (из биолошке перспективе) од преко 100°C, практично има стерилишући ефекат.

Поменуте сезонске екстремне вредности (при екстремно ниским температурама воде) одступају од трендова кривих са слике Сл. 9.9. Сезонски зимски пик примећен је у једном од четири скупа података који су коришћени током ове студије и који су приказани у наставку текста.

9.4 Мерења

Блок-трансформатори ХЕ „Бердап 1“ спадају у велике ЕУТ. Већи трансформатори опремљени су са више опреме за надзор, тј. мере се и неки параметри који се стандардно не мере на мањим јединицама. На оба трансформатора на којима су спроведене анализе, између осталих, доступна су следећа мерења:

- температура амбијента (ϑ_a),
- температура уља на уласку у РТ ($\vartheta_{ui} = \vartheta_{gu}$),
- температура уља на изласку из РТ ($\vartheta_{ui} = \vartheta_{du}$),
- температура воде на уласку у РТ (ϑ_{vu}),
- температура воде на изласку из РТ (ϑ_{vi}),
- запремински проток уља кроз РТ (Q_u),
- запремински проток воде кроз РТ (Q_v),
- напон три фазе високонапонског намотаја (U),
- струја три фазе високонапонског намотаја (I_{VN}) и
- струја три фазе нисконапонских намотаја (I_{NN1} и I_{NN2}).

Два трансформатора (који ће бити означени са Т2 и Т3, по интерној нумерацији на хидроелектрани) су у погону од августа 2012 (трансформатор Т3) и 25. септембра 2015 (трансформатор Т2). У току 2015. године за оба трансформатора су прикупљени једногодишњи скупови података. Из практичних разлога (непотпуних мерења, дуготрајних прекида мерења услед ремонта и томе слично), из ових једногодишњих скупова података изузети су одређени периоди. Након тога, први скуп података (за Т3) је био комплетан и валидан за период 15.08.2015. – 07.04.2016. (укупно 237 дана), а други скуп података (за Т2) је

био комплетан и валидан за период 25.09.2015. – 20.09.2016. (укупно 363 дана). Након прелиминарне анализе и прорачуна за ова два периода, за оба трансформатора формиран је скуп података за период 01.05.2017. – 01.04.2018. (укупно 336 дана).

Мерења су прикупљана и архивирана помоћу два независна система. Први систем је развио произвођач трансформатора, а други независна компанија (Институт „Михајло Пупин“ д.о.о.). Првим системом се мере и архивирају температуре амбијента, улазне и излазне температуре уља и воде, а другим остале величине (струје намотаја и протоци уља и воде). Основна разлика између два система је што први систем нема фиксно време одабирања, већ региструје време када вредност одређене величине постане већа или мања од предефинисаних вредности (квантизација по вредности). Други систем има фиксно време одабирања (квантизација по времену).

Из мерења са различитом временском квантизацијом, помоћу рачунарског програма, направљена је јединствена база података у којој је периода одабирања униформна и износи 15 минута. Споропроменљиве величине попут температура и протока су, у случају мерења са фиксним временом одабирања, усредњене на петнаестоминутном интервалу, док су за мерења квантизована по вредности узете тренутне вредности на сваких петнаест минута. Брзопроменљиве величине су струје оптерећења. У базу су уписиване вредности струје усредњене методом RMS, чиме је задржана укупна енергија губитака. Период усредњавања је 15 минута, који је 2,5 пута мањи од временске константе промене температуре уља, која је релевантна када се анализирају термичке појаве у РТ.

9.5 Прорачун губитака у номиналном радном режиму

Укупни губици измерени у огледима кратког споја и празног хода, прерачунати на 75°C, износе 811,9 kW (губици празног хода су 146,8 kW, а губици у кратком споју 665,1 kW). У Таб. 9.3 дате су вредности Џулових и додатних губитака у два нисконапонска и високонапонском намотају. Додатни губици су одређени процедуром објашњеном у поглављу 2.6.

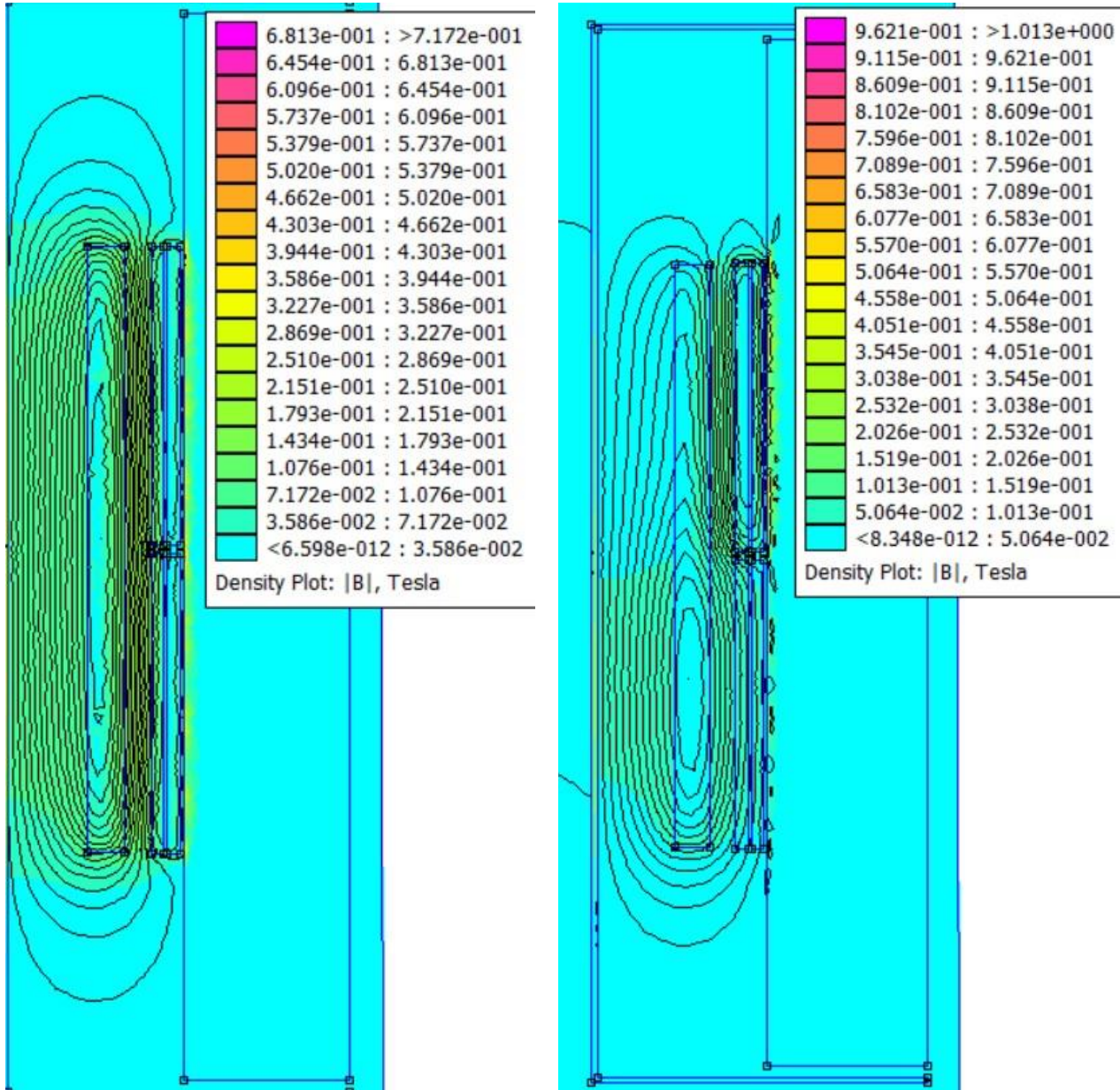
Таб. 9.3 – Губици у намотајима при температури 75°C (за све три фазе)

Намотај	Џулови губици (W)	Додатни губици (W)	Укупни губици (W)
NN 1	15788	112402	128190
NN 2	15636	112402	128038
VN	21447	284747	306194

Прорачуни додатних губитака су извршени за задату геометрију, при номиналној температури од 75°C и номиналном оптерећењу сва три намотаја. Код двонамотајних трансформатора, однос Џулових и додатних губитака, сведен на исту температуру, не зависи од струјног оптерећења (које је у релативним јединицама увек исто за оба намотаја). Међутим, код тронамотајних трансформатора то не мора бити случај. У овом конкретном примеру, један НН намотај може бити оптерећен номиналном струјом, други НН намотај може имати струју једнаку нули, при чему је струја ВН намотаја приближно једнака половини номиналне. Облик расутог магнетског поља у таквом случају се знатно разликује од оног који се има при номиналним оптерећењима (кроз сва три намотаја протиче номинална струја). Симулацијом у рачунарском програму FEMM, базираном на FEM, илустрована су ова два примера и на Сл. 9.10 а) дата је расподела поља за номиналне услове, а на Сл. 9.10 б) дата је расподела поља када је оптерећен само један НН намотај. Ипак, модел у наставку овог поглавља подразумева да је однос Џулових и додатних губитака константан за сваки намотај и при различитим струјама NN 1 и NN 2 намотаја. У том смислу, могуће је унапређење модела увођењем

одређеног корекционог фактора којим се уважава утицај несиметричног оптерећења на додатне губитке по примарима, што остаје као тема за даљи рад.

Губици у конструкционим деловима су израчунати као разлика укупних губитака измерених у кратком споју и израчунатих губитака у намотајима. Њихова вредност је 102,7 kW. Губици у конструкционим деловима су приближно подељени на губитке у суду (62,7 kW) и на конструкционе губитке изнад (20 kW) и испод (такође 20 kW) намотаја.



а) једнако оптерећени НН намотаји

а) струја у једном НН намотају је једнака нули

Сл. 9.10 – Расподела магнетског поља тронамотајног трансформатора

9.6 Квazистационарни детаљни термо-хидраулички модел *shell-and-tube* размењивача топлоте и прорачун фактора запрљања

Основни мотив за развој модела за процену ФЗ РТ била је потреба оператора ЕУТ на ХЕ „Ђердап 1“ да се запрљање РТ прати и на основу тренутне вредности планира производња и одржавање. Као крајњи циљ, постављена је реализација брзог модела који је погодан за

примену у реалном времену (*online* модел), а који би се у перспективи интегрисао у системе надзора.

Као што је већ речено, запрљање РТ је споропроменљива величина чија се промена може пратити на дневном нивоу. Имајући у виду спору динамику термичких процеса у смислу температуре горњег уља и уопште температура из перспективе РТ, прорачуни су вршени на сваких 15 минута, односно истом периодом за коју су, како је то претходно описано, дефинисане вредности улазних величина на основу мерених вредности.

Имајући у виду да је у случају OD ЕУТ утицај пумпе на вредност протока доминантан, може се сматрати да је промена протока услед промена температуре и термосифонског ефекта на хидрауличке прилике у трансформатору без значајног ефекта на прорачуне који се односе на РТ. Снага која се одводи преко РТ није једновремена са снагом генерисаном услед губитака. Може се рећи да, из перспективе РТ, трансформатор представља нископропусни филтар снаге. Снага која се одводи са РТ стога представља излаз филтра првог реда, временске константе 0,624 сата, која је одређена из огледа загревања, док су улаз у филтар генерисани губици (у наставку поглавља ће се уважити и снага која се дисипира са зидова суда). При одређивању губитака у намотају занемарена је брза динамика промене разлике температуре намотај – уље. На овај начин се чини извесна грешка, али је она мала због веће динамике порасте температуре намотај – уље у односу на динамику промене глобалне температуре уља (12 минута у односу на 0,624 сата = 37 минута).

Представљени модел јесте динамички по природи, али је једино место где се уважава промена неке величине у времену снага губитака, због чега је модел је „категорисан“ као квазистационарни.

9.6.1 Рачунарски алгоритам за прорачун фактора запрљања

На Сл. 9.11 приказан је алгоритам рачунарског програма за процену ФЗ трансформаторских РТ. У наставку поглавља 9.6 биће презентовани делови математичког модела који представљају поједине процесе овог алгоритма.

9.6.2 Прорачун тренутне снаге губитака и расхладне снаге размењивача топлоте

У поглављу 9.5 губици снаге су дати за номиналне радне услове (оптерећење и температуру улазне воде и амбијента). У току рада оптерећење и температура намотаја се мењају током времена. Због тога је усвојен принцип да се снага губитака, односно генерисана топлота, израчунавају на сваких 15 минута.

Напон се мало мења, као и флуks у магнетном колу, а самим тим и губици у њему, због чега се може сматрати да су губици у гвожђу константни и једнаки номиналним.

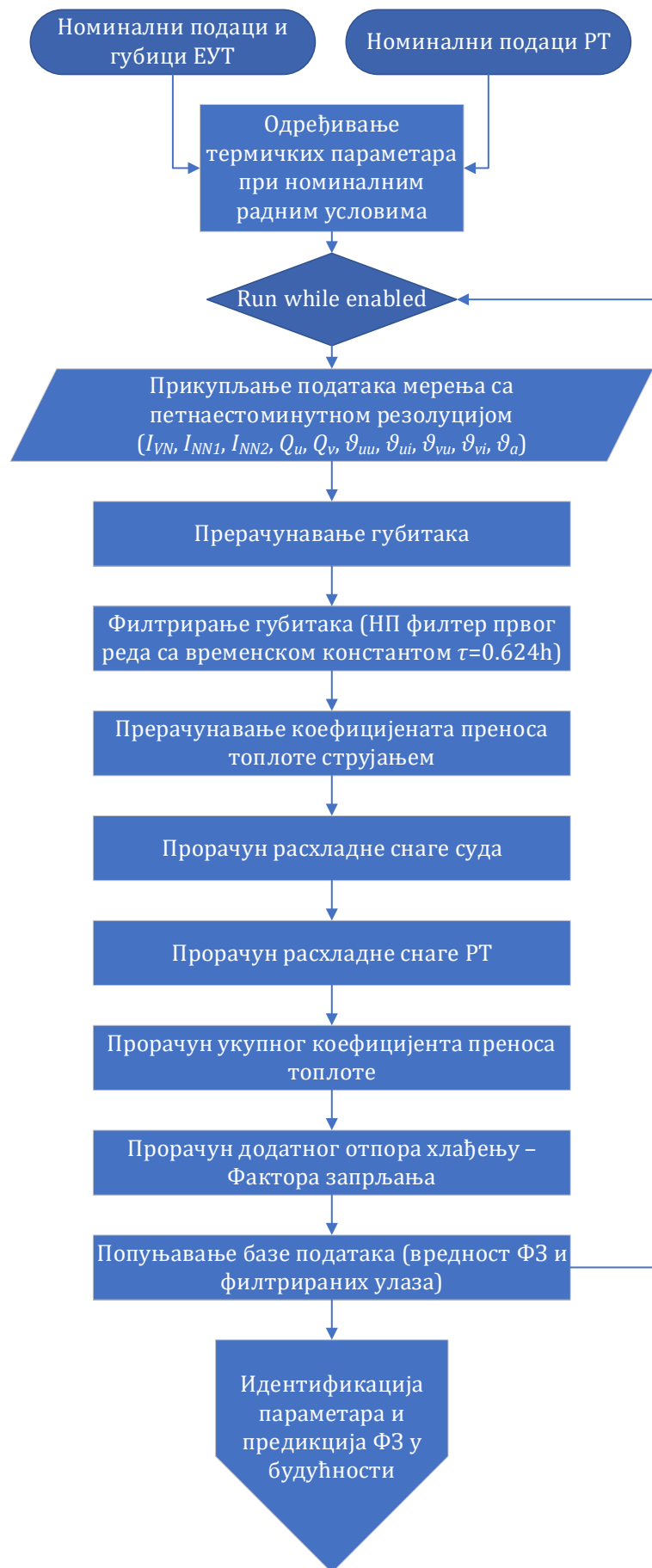
Примењен је следећи поступак одређивања временски променљивих губитака услед промене оптерећења и температуре.

За сваку петнаестоминутну вредност струје (усредњена као RMS вредности струја мерених сваке секунде) израчунава се фактор оптерећења, тј. оптерећење у релативним јединицама:

$$K_{VN} = \frac{I_{VN}}{I_n VN}, \quad (9.3)$$

$$K_{NN1} = \frac{I_{NN1}}{I_n NN1}, \quad (9.4)$$

$$K_{NN2} = \frac{I_{NN2}}{I_n NN2}, \quad (9.5)$$



Сл. 9.11 – Рачунарски алгоритам за прорачун фактора запрљања и архивирање вредности

где је са индексом n означена номинална струја оптерећења сваког намотаја, а без индекса n је тренутна (петнаестоминутна усредњена) вредност струје оптерећења.

Као што је наведено у поглављу 2.6 (једначине (2.12) и (2.14)), Џулови губици су сразмерни квадрату струје оптерећења, а линеарно сразмерни специфичној отпорности која је функција температуре намотаја. Средња температура намотаја једнака је збиру средње температуре уља у намотају и градијента g . Уз основану приближну претпоставку да је градијент g линеарно сразмеран са квадратом оптерећења, тренутна вредност Џулових губитака намотаја износи:

$$P_{DC,VN} = K_{VN}^2 P_{DC,VN n} \frac{235 + \vartheta_{u sr,VN} + K_{VN}^2 g_{VN n}}{235 + 75}, \quad (9.6)$$

$$P_{DC,NN1} = K_{NN1}^2 P_{DC,NN1 n} \frac{235 + \vartheta_{u sr,NN1} + K_{NN1}^2 g_{NN1 n}}{235 + 75}, \quad (9.7)$$

$$P_{DC,NN2} = K_{NN2}^2 P_{DC,NN2 n} \frac{235 + \vartheta_{u sr,NN2} + K_{NN2}^2 g_{NN2 n}}{235 + 75}, \quad (9.8)$$

где је температура $\vartheta_{u sr,VN}$ једнака средњој температури уља у РТ ($\vartheta_{u sr}$), а $\vartheta_{u sr,NN1}$ и $\vartheta_{u sr,NN2}$ израчунате су на начин описан у наставку.

Претпоставка је да је укупни градијент уља по висини намотаја (од дна доњег до врха горњег) приближно сразмеран збиру квадрата оптерећења НН намотаја (ниво приближности је сличан ономе који је примењен за градијент g – није уважен утицај температуре намотаја на губитке):

$$\Delta\vartheta_u = \vartheta_{gu} - \vartheta_{du} = C_g K_{NN1}^2 + C_g K_{NN2}^2. \quad (9.9)$$

Такође, претпоставља да је градијент уља по висини у ВН намотаја једнак укупном градијенту уља по висини оба НН намотаја (од дна доњег до врха горњег). Уведене апроксимације упрошћавају и убрзавају прорачун, а грешка у прорачуну температуре неће изазвати велику грешку у величини која се одређује примењеним поступком – вредности губитака.

У складу са упрошћеним термичким дијаграмом са Сл. 9.2, за доњи намотај важи (ϑ_{du} представља мерену температуру доњег уља, на изласку из хладњака, а $\Delta\vartheta_u$ разлику температура горњег уља, на уласку у хладњак, и доњег уља, на изласку из хладњака):

$$\vartheta_{u sr,NN1} = \vartheta_{du} + \frac{C_g K_{NN1}^2}{2} = \vartheta_{du} + \frac{K_{NN1}^2}{K_{NN1}^2 + K_{NN2}^2} \frac{\Delta\vartheta_u}{2}. \quad (9.10)$$

Претпостављајући да је масени проток целом висином НН намотаја константан (исти у NN1 и NN2) – излазна температура из првог намотаја једнака је улазној температури у други намотај ($\vartheta_{du} + \frac{K_{NN1}^2}{K_{NN1}^2 + K_{NN2}^2} \Delta\vartheta_u$). У том случају, а држећи се истог принципа као у (9.10), важи:

$$\vartheta_{u sr,NN2} = \vartheta_{du} + C_g K_{NN1}^2 + \frac{C_g K_{NN2}^2}{2} = \vartheta_{du} + \frac{2 \cdot K_{NN1}^2 + K_{NN2}^2}{K_{NN1}^2 + K_{NN2}^2} \frac{\Delta\vartheta_u}{2}. \quad (9.11)$$

Из једначина (2.14) и (2.19) види се да су додатни губици услед вихорних струја сразмерни квадрату струје оптерећења, а обрнуто сразмерни специфичној електричној отпорности. На основу овога, једначина (9.3)-(9.5), као и претходно изведених једначина за средњу температуру намотаја, добија се:

$$P_{dod,VN} = K_{VN}^2 P_{dod,VN n} \frac{235 + 75}{235 + \vartheta_{u sr,VN} + K_{VN}^2 g_{VN n}}, \quad (9.12)$$

$$P_{dod,NN1} = K_{NN1}^2 P_{dod,NN1n} \frac{235 + 75}{235 + \vartheta_{u sr,NN1} + K_{NN1}^2 g_{NN1n}}, \quad (9.13)$$

$$P_{dod,NN2} = K_{NN2}^2 P_{dod,NN2n} \frac{235 + 75}{235 + \vartheta_{u sr,NN2} + K_{NN2}^2 g_{NN2n}}. \quad (9.14)$$

Губици у конструкционим деловима скалирани су са квадратом струје оптерећења ВН намотаја (спољашњи намотај, ближи суду):

$$P_k = K_{VN}^2 P_{kn}. \quad (9.15)$$

Губици све три компоненте губитака у конструкционим деловима (губици у суду, конструкционим деловима изнад и испод намотаја), прерачунавају се на исти начин.

Укупна снага генерисаних губитака је:

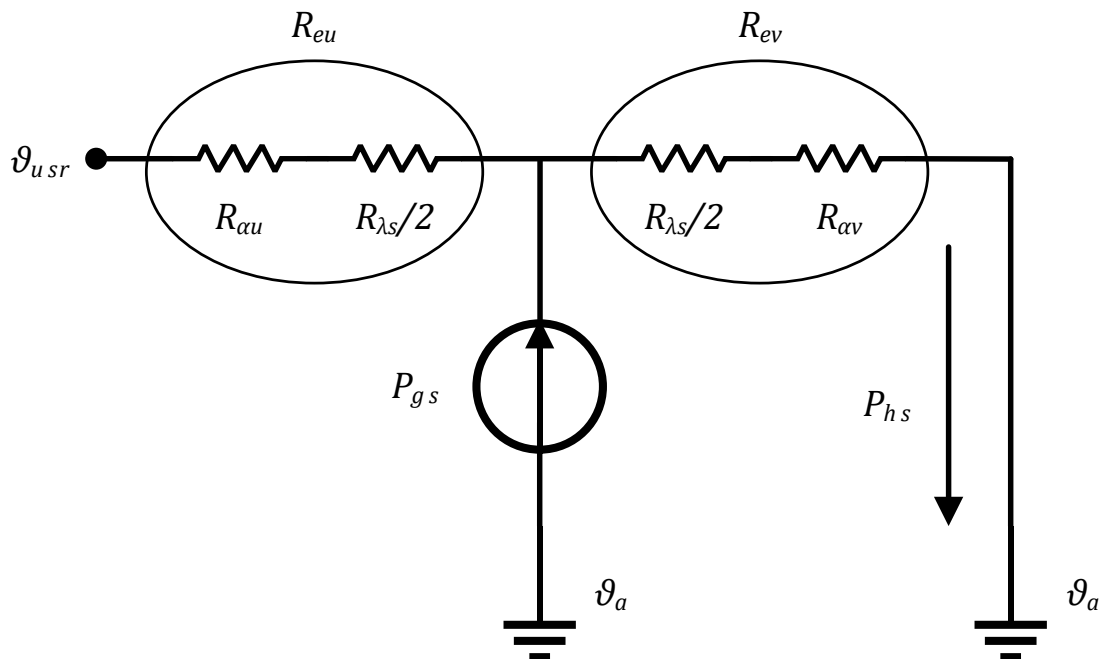
$$P_g = P_{Fe} + \sum P_{DC} + \sum P_{dod} + P_k. \quad (9.16)$$

У уводном делу овог поглавља (поглавље 9.6) образложено је да се трансформатор из перспективе РТ понаша као нископропусни филтер снаге првог реда. Представљена у диференцијалном облику, снага хлађења у i -том тренутку је:

$$P_{h,i} = P_{g,i} \frac{\Delta t}{\tau + \Delta t} + P_{h,i-1} \frac{\tau}{\tau + \Delta t}, \quad (9.17)$$

где је Δt временски интервал у којем се врши прорачун (15 минута), а τ временска константа филтера, тј. временска константа (горњег) уља (0,624 сата, измерена у огледу загревања). Дакле, снага хлађења зависи од вредности губитака у текућем временском интервалу и од вредности снаге хлађења из претходног временског интервала. Због једноставније нотације, у наставку текста подразумеваће се да се P_h односи на тренутни временски интервал (i).

Вредност снаге хлађења на самом РТ се добија када се од вредности снаге хлађења из једначине (9.17) одузме снага која се ка амбијенту дисипира са суда. Вредност ове снаге рачунаће се на основу модела представљеног помоћу еквивалентне заменске шеме са Сл. 9.12.



Сл. 9.12 – Термички модел суда трансформатора

Вредности еквивалентних отпора ка уљу и ка ваздуху $R_{eu} = R_{au} + R_{\lambda s}/2$ и $R_{ev} = R_{av} + R_{\lambda s}/2$ одређени су на основу резултата симулација рачунарским програмом HoST Calculus

базираном на ДТХМ. Наиме, извршена су два прорачуна, један у којем су губици у суду једнаки нули (вредности из ове симулације су означене са ') и други у којем су губици у суду једнаки губицима при номиналној снази и напону од 0,95 р.ј. – $P_{gs} = 69,47^{\circ}\text{kW}$ (вредности из ове симулације су означене са "). Решавањем система једначина који произилази из модела са Сл. 9.12:

$$\vartheta'_{usr} - \vartheta'_a = P'_{hs}(R_{eu} + R_{ev}), \quad (9.18)$$

$$\vartheta''_{usr} - \vartheta''_a = R_{eu}(P''_{hs} - P''_{gs}) + R_{ev}P''_{hs}, \quad (9.19)$$

за вредности добијене симулацијама ($\vartheta'_{usr} = 32,82^{\circ}\text{C}$, $\vartheta'_a = 9^{\circ}\text{C}$, $P'_{hs} = 17,53^{\circ}\text{kW}$, $\vartheta''_{usr} = 34,2^{\circ}\text{C}$, $\vartheta''_a = 9^{\circ}\text{C}$, $P''_{hs} = 42,51^{\circ}\text{kW}$, $P''_{gs} = 69,47^{\circ}\text{kW}$), добијају се вредности $R_{eu} = 8,901 \cdot 10^{-4} \text{ K/W}$ и $R_{ev} = 4,687 \cdot 10^{-4} \text{ K/W}$. За произвољне вредности температура амбијента, средње температуре уља и струјног оптерећења, снага дисипације топлоте са суда једнака је:

$$P_{hs} = \frac{\vartheta_{usr} - \vartheta_a + R_{eu}K_{VN}^2 P_{gs}}{R_{eu} + R_{ev}}. \quad (9.20)$$

Коначно, ако се снага хлађења равномерно распореди на два РТ, расхладна снага размењивача топлоте је:

$$P = (P_h - P_{hs})/2. \quad (9.21)$$

9.6.3 Расхладна снага размењивања топлоте

Полазећи од израза датог у [30] (поглавље 11, једначина (11.1)) за укупни КПТ

$$\frac{1}{US} = \frac{1}{\eta_{0v}\alpha_v S_v} + R_{zv} + R_c + R_{zu} + \frac{1}{\eta_{0u}\alpha_u S_u}, \quad (9.22)$$

где је U укупни еквивалентни КПТ, η_0 укупна ефикасност површине (*overall surface efficiency*) оребрене површи, α КПТС, а S површина, при чему индекси v и u означавају да се величине односе на воду и уље, респективно – R_{zv} и R_{zu} су додатни топлотни отпори преносу топлоте кроз наталожене материје настале као резултат запрљања који су последица запрљања са стране воде и са стране уља. Ова додатна топлотна отпорност квантификује запрљање и уобичајено се изражава преко величине њене вредности по јединици површине. За ову величину ће се на даље користити термин фактор запрљања (*Fouling Factor*, ФЗ).

$$R_{zv} = \frac{R''_{zv}}{\eta_{0v} S_v}, \quad (9.23)$$

$$R_{zu} = \frac{R''_{zu}}{\eta_{0u} S_u}, \quad (9.24)$$

где су са R''_{zv} и R''_{zu} означени фактори запрљања са стране воде и са стране уља. Као што је већ наглашено, у овој студији, у посматраном периоду претпостављено је да је ФЗ са стране уља једнак нули. Укупни отпор провођења кроз цев, због постојања контактнoг отпора између два слоја цеви, није једноставно одредити. Овај контактни отпор зависи од квалитета производње. Како се ради о РТ реномираног произвођача, сматра се да и овај контактни топлотни отпор и два топлотна отпора провођењу топлоте кроз двоструке зидове цеви, немају значајне вредности у односу на топлотне отпоре преласку топлоте струјањем. Примера ради, према [103] вредност топлотног отпора провођењу кроз једноструку цев по јединици површи је $2,653 \cdot 10^{-6} \text{ K}\cdot\text{m}^2/\text{W}$, док су све остале четири компоненте укупног КПТ реда величине 10^{-4} (КПТС са стране уља је $3196 \text{ W}/(\text{K}\cdot\text{m}^2)$, КПТС са стране воде $2510 \text{ W}/(\text{K}\cdot\text{m}^2)$, а фактори запрљања са стране уља и воде су $9,31 \cdot 10^{-4} \text{ K}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ и $2,781 \cdot 10^{-4} \text{ K}\cdot\text{m}^2/\text{W}$). Такође, познато је да је унутрашња површина цеви глатка (η_{0v} је једнака јединици), па једначина (9.22) постаје:

$$\frac{1}{US} = \frac{1}{\alpha_v S_v} + \frac{R''_{zv}}{S_v} + \frac{1}{\eta_{0u} \alpha_u S_u}. \quad (9.25)$$

За РТ у стационарном стању важи:

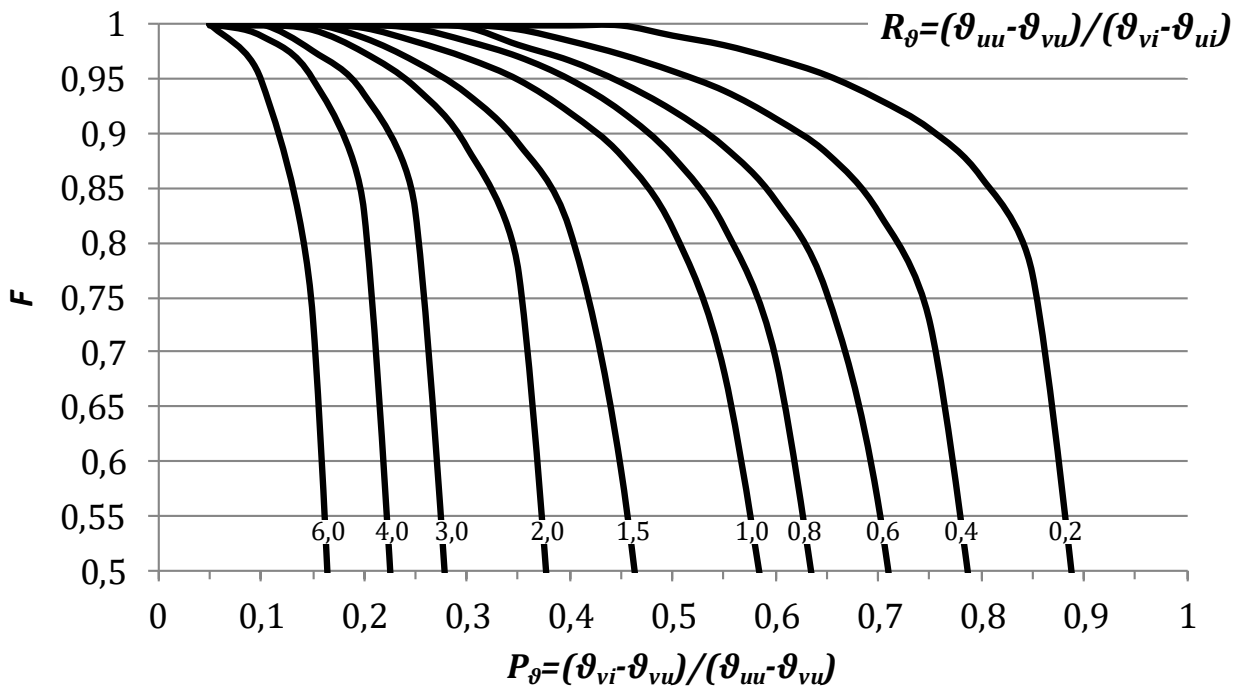
$$P = US \cdot F \cdot \Delta\vartheta_{log} = \frac{F \cdot \Delta\vartheta_{log}}{\frac{1}{\alpha_v S_v} + \frac{R''_{zv}}{S_v} + \frac{1}{\eta_{0u} \alpha_u S_u}}, \quad (9.26)$$

где је F корекциони фактор размењивача топлоте типа *shell-and-tube* (којим се узима у обзир да се геометрија реалног *shell-and-tube* РТ разликује од теоријског РТ са протоком флуида у супротним смеровима) чија вредност зависи од типа РТ (броја пролаза флуида) и тренутне радне тачке (улазних и излазних температура флуида), а $\Delta\vartheta_{log}$ је *средња логаритамска температура*.

Вредности корекционог фактора дате у литератури [30] (слика 11S.1), представљене су на Сл. 9.13. Криве са графика су дигитализоване и унете у рачунарски програм. Вредност корекционог фактора је функција параметара R_ϑ и P_ϑ (који су функција температура), из чијих се вредности методом линеарне интерполације добија вредност F у тренутној радној тачки.

Вредност средње логаритамске температуре за овај тип РТ дефинисана је као:

$$\Delta\vartheta_{log} = \frac{(\vartheta_{uu} - \vartheta_{vi}) - (\vartheta_{ui} - \vartheta_{vu})}{\log((\vartheta_{uu} - \vartheta_{vi})/(\vartheta_{ui} - \vartheta_{vu}))}. \quad (9.27)$$



Сл. 9.13 – Зависност корекционог фактора за размењивач топлоте

9.6.4 Једначине за коефицијенте преласка топлоте

Средња вредност КПТС се израчунава према изразу:

$$\bar{\alpha} = \frac{\overline{Nu} \cdot \lambda}{D_h}, \quad (9.28)$$

где је D_h хидраулички дијаметар (који је у овом случају за цев кружног попречног пресека једнак пречнику цеви D), λ је топлотна проводност флуида, а \overline{Nu} средња вредност Нуселтовог броја. Нуселтов број је одређен из једначине Гнилеинског [116]:

$$Nu_v = \frac{(f/8)(Re_v - 10000)Pr_v}{1 + 12,7(f/8)^{0,5}(Pr_v^{2/3} - 1)} \quad (9.29)$$

где је f фриксиони фактор, Re_v Рејнолдсов број, а Pr_v Прандтлов број (индекс v означава воду). Фриксиони фактор је такође функција Рејнолдсовог броја и за вредности Рејнолдсовог броја у опсегу $3000 \leq Re_v \leq 5 \times 10^6$ важи израз (Петухов [117]):

$$f = (0,79 \cdot \log Re_v - 1,64)^{-2}. \quad (9.30)$$

Рејнолдсов број је функција усредњене брзине по попречном пресеку цеви V_v и кинематске вискозности ν_v уља:

$$Re_v = V_v D / \nu_v. \quad (9.31)$$

Сви термички и хидраулички параметри воде су рачунати за средњу температуру ($\vartheta_{v sr} = (\vartheta_{vu} + \vartheta_{vi})/2$).

Са стране уља, потребно је израчунати КПТС са снопа цеви на флуид који га опструјава. Једначине за ову геометрију су такође дате у [30] (поглавље 7.6, једначине 7.59, 7.64 и 7.65). Вредност Нуселтовог броја за овај случај рачуна се према Жукаускасовој релацији [118]:

$$Re_u = V_{u max} \cdot D_u / \nu_u. \quad (9.32)$$

$$Nu_u = C_1 Re_u^m C_2 Pr_u^{0,36} \left(\frac{Pr_u}{Pr_{u,p}} \right)^{0,25}. \quad (9.33)$$

$V_{u max}$ је максимална вредност брзине уља (посматрајући целокупан профил брзине), D_u спољашњи пречник цеви. Фактори C_1 и m зависе од Рејнолдсовог броја и геометрије цеви, а фактор C_2 од броја цеви у правцу струјања уља. Као и при прорачуну коефицијента преласка топлоте са стране воде, сви параметри уља (ν_u , λ_u и Pr_u) су рачунати према средњој температури уља ($\vartheta_{u sr} = (\vartheta_{uu} + \vartheta_{ui})/2$), изузев параметра $Pr_{u,p}$ који представља Прандтлов број уља одређен према температури зида цеви. Површинска температура зида цеви се у општем случају разликује од температуре уља (која је дефинисана као средња вредност по целом профилу тока уља, а у овом случају додатно је усредњена по целој дужини путање струјања флуида у РТ), и рачуна се као:

$$\vartheta_p = \vartheta_u - (\vartheta_u - \vartheta_v) \frac{\frac{1}{\eta_{0u} \alpha_u S_u}}{\frac{1}{\eta_{0u} \alpha_u S_u} + \frac{1}{\alpha_v S_v}}. \quad (9.34)$$

Будући да ова температура зависи од вредност коефицијента преласка топлоте струјањем, примењена је итеративна процедура за прорачун (критеријум конвергенције је пад апсолутне разлике површинске температуре из тренутне и претходне итерације испод 0,001 К).

Како би се избегло моделовање сложене геометрије снопа цеви за случај овог размењивача топлоте (тј. како би се елиминисала могућа грешка у избору коефицијената C_1 и C_2 , као и фактора оребрења η_{0u}), КПТС са стране уља је одређен индиректно, преко каталожских параметара и коефицијента преласка топлоте са стране воде. ФЗ за номинални радни режим је једнак нули, па на основу једначине (9.26) важи:

$$(\eta_{0u} \alpha_u)_n = \left(S_u \left(\frac{F_n \cdot \Delta \vartheta_{log,n}}{P_n} - \left(\frac{1}{\alpha_v S_v} \right)_n \right) \right)^{-1}. \quad (9.35)$$

Отпор преласка топлоте струјањем одређен на овакав начин, у номиналном радном режиму у себи садржи и отпор провођењем. Имајући ово у виду, може се закључити да је у радним тачкама блиским номиналним релативно мала грешка која настаје занемарењем укупног отпора провођењу кроз цев размењивача топлоте сада још мања, чак се може рећи да је укључивањем у члан $(\eta_{0u}\alpha_u)_n$ анулирана.

На основу једначина (9.32) и (9.33) и познате вредности $\eta_{0u}\alpha_u$ у номиналном режиму дате једначином (9.35), вредност $\eta_{0u}\alpha_u$ за произвољну радну тачку прерачунава се као:

$$\eta_{0u}\alpha_u = (\eta_{0u}\alpha_u)_n \frac{\lambda_u}{\lambda_{un}} \left(\frac{Pr_u}{Pr_{un}}\right)^{0,61} \left(\frac{Pr_{u,pn}}{Pr_{u,p}}\right)^{0,25} \left(\frac{v_{un}}{v_u}\right)^{0,6} \left(\frac{Q_u}{Q_{un}}\right)^{0,6}, \quad (9.36)$$

при чему у једначини (9.36) уместо максималне брзине фигурише запремински проток. Запремински проток уља је позната (улазна) величина, а однос запреминског протока и брзине је, у принципу, константан и линеаран.

9.7 Предикција фактора запрљања – анализа трендова и аналитички математички модел

Квазистационарни модел дефинисан у претходном поглављу (поглавље 9.6) примењен је на четири скупа мерења (дефинисана у поглављу 9.4). Излаз из прорачуна је вредност ФЗ за сваки петнаестоминутни интервал:

$$\frac{R''_{zv}}{S_v} = \frac{F \cdot \Delta\vartheta_{log}}{P} - \frac{1}{\alpha_v S_v} - \frac{1}{\eta_{0u}\alpha_u S_u}. \quad (9.37)$$

Како би се елиминисао велики шум који је последица улазних мерења и како би трендови промене били уочљивији, вредности ФЗ које ће бити приказане на графицима у овом поглављу су филтриране *moving average* методом, са временским прозором од једног дана (96 одбирака).

Разлика између ФЗ два РТ истог трансформатора је неприметна, као што је приказано на Сл. 9.14. Стога, у наставку ће бити анализирани вредности ФЗ само једног РТ сваког трансформатора. На слици Сл. 9.15 дата је промена ФЗ за сва четири скупа података.

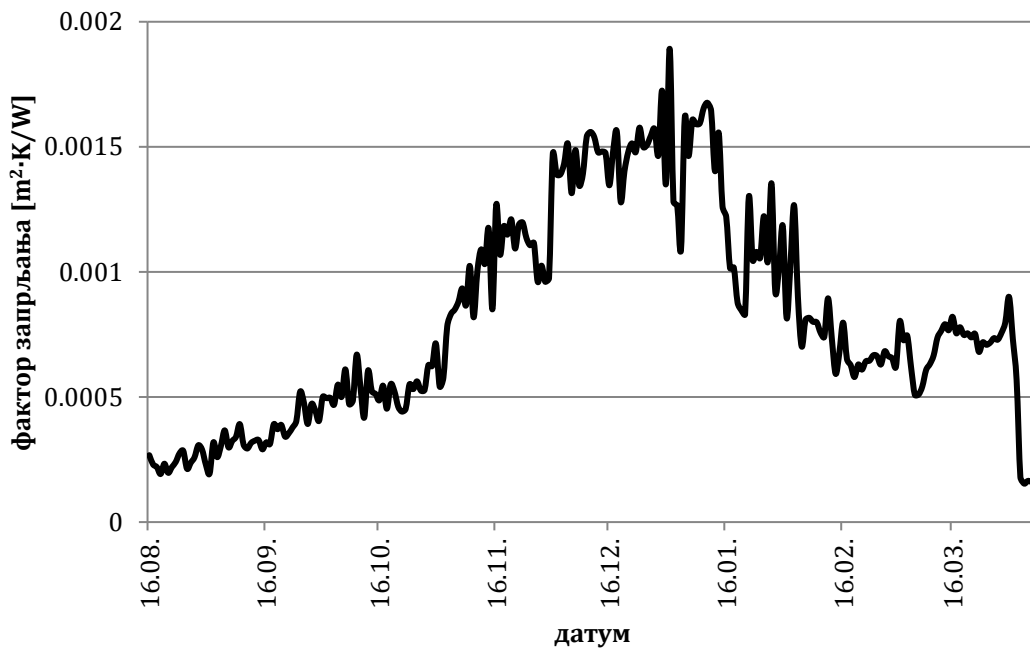
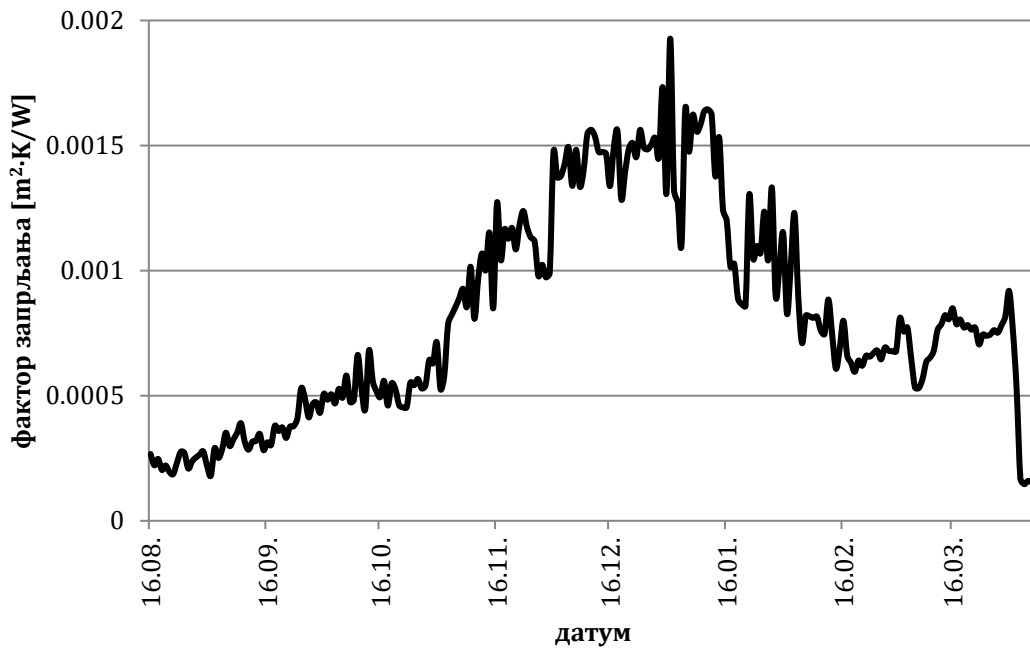
Распоред чишћења механичких филтера и РТ дат је у Таб. 9.4. Као што је и очекивано, оштри падови вредности ФЗ коинцидирају са тренуцима чишћења РТ.

Таб. 9.4 – Радови на одржавању и чишћењу расхладног система (датуми интервенције)

Скуп мерења	Чишћење РТ	Чишћење филтера
C1	1.4. (2016.)	19.1., 3.3. (2016.)
C2	/	/
C3	15.5., 30.8., 25.10. (2017.)	8.5., 28.8., 10.11. (2017.)
C4	16.5., 15.7. (2017.)	9.5. (2017.)

Након чишћења РТ, ФЗ показује тренд раста, у почетку спор, касније интензивнији. Такође, и поред појединих брзих пораста и локалних максимума, ипак се наслућује асимптотски карактер кривих промене ФЗ.

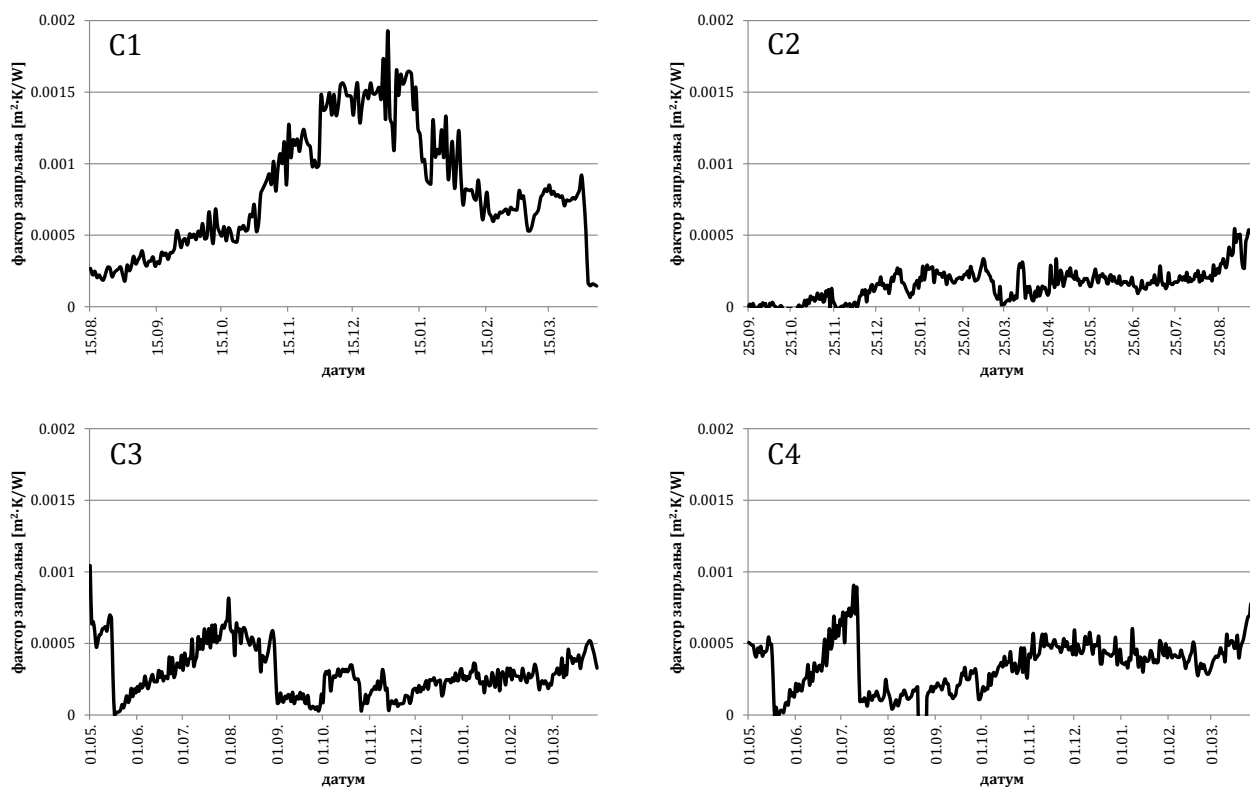
Имајући у виду да се овде ради о запрљању претежно биолошког карактера, претпостављено је да се овај процес може описати помоћу логистичке функције [119]. Ова функција припада групи такозваних S-кривих, које се често користе у медицини и другим биолошким наукама за описивање раста популације организама (и микроорганизама и макроорганизама) [120], епидемиолошких кривих [121], до развоја тумора [122]. Логистичка крива (Сл. 9.16) описана је једначином:



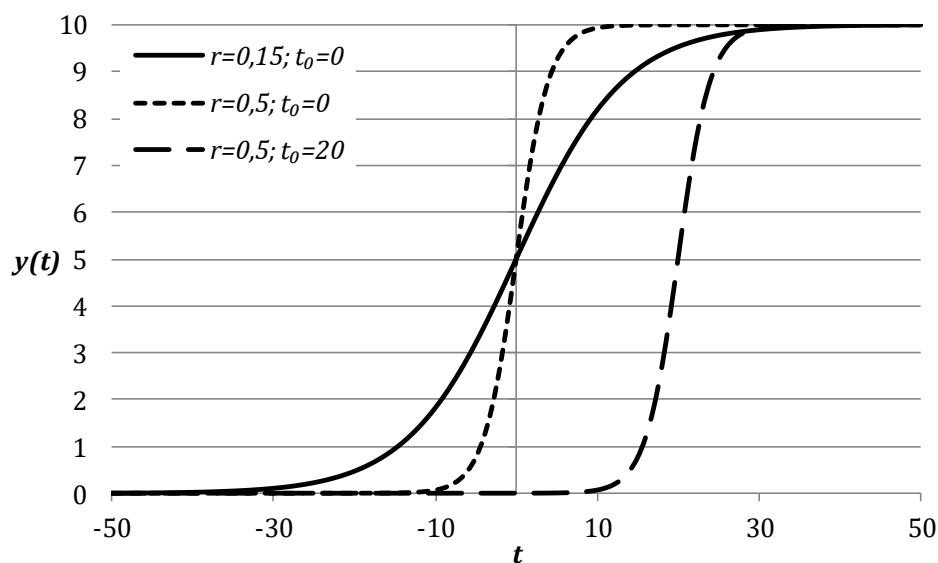
Сл. 9.14 – Промена фактора задрљања два размењивача топлоте истог трансформатора

$$y(t) = \frac{C_C}{1 + e^{-r(t-t_0)}} \quad (9.38)$$

Овде је C_C такозвани *carrying capacity* (функција је првобитно коришћена за моделовање раста популације, и име параметра буквално означава максималну популацију коју посматрана средина може да подржи), које је практично максимална вредност логистичке криве. Параметром r одређена је брзина раста криве (њен нагиб), а параметром t_0 се дефинише померај у односу на референтни тренутак ($t = 0$). Вредност ове функције у тренутку $-\infty$ је 0, а у тренутку $+\infty$ C_C .



Сл. 9.15 – Промена фактора загађења за сва четири скупа података (C1 – C4) за по један размењивач топлоте



Сл. 9.16 – Логистичка крива (вредност C_c је 10)

Први извод логистичке криве се, након сређивања, може написати у форми

$$\frac{dy(t)}{dt} = r \cdot y(t) \left(1 - \frac{y(t)}{C_c} \right), \quad (9.39)$$

из које се може добити погодна рекурентна релација, након што се диференцијална форма (9.39) пребаци у диференци облику:

$$\frac{y_i - y_{i-1}}{\Delta T} = r \cdot y_i \left(1 - \frac{y_i}{C_C}\right). \quad (9.40)$$

Ова квадратна једначина (по y_i) има једно позитивно реално решење (у функцији параметара r и C_C , као и вредности у претходном одбирку времена y_{i-1} ; ΔT је периода одабирања):

$$y_i = \frac{C_C - \frac{C_C}{\Delta T \cdot r} + \sqrt{\left(C_C - \frac{C_C}{\Delta T \cdot r}\right)^2 + 4 \frac{C_C}{\Delta T \cdot r} y_{i-1}}}{2}. \quad (9.41)$$

Ако се у замени са R_{zv} , једначина (9.41) постаје:

$$R''_{zvi} = S_v \frac{C_C - \frac{C_C}{\Delta T \cdot r} + \sqrt{\left(C_C - \frac{C_C}{\Delta T \cdot r}\right)^2 + 4 \frac{C_C}{\Delta T \cdot r} R_{zvi-1}}}{2}. \quad (9.42)$$

У поглављу 9.3 на основу графика на Сл. 9.8 и Сл. 9.9, у радним опсезима брзине воде и температуре унутрашњег зида цеви, објашњено је какав је очекивани облик криве промене ФЗ у функцији ова два параметра. Претпостављено је да се максимална вредност ФЗ (тј. параметар C_C) може представити као функција брзине и улазне температуре воде:

$$C_C = K_{zv} \cdot \frac{1}{V_v} (-a\vartheta_{vu}^2 + b\vartheta_{vu} + c), \quad (9.43)$$

где су параметри K_{zv} , a , b и c константе. Параметри r и ΔT су такође константе.

Помоћу члана који представља параболичну (квадратну) зависност вредности C_C од температуре, не могу се идеално моделовати зимске екстремне вредности. Зимски пик се јавља у само једном скупу података (С1, приказаном на Сл. 9.14 и горњем левом делу Сл. 9.15). Како би се описао и моделовао велики раст у току зимских месеци постављена је хипотеза описана у наставку.

При веома ниским температурама воде, организми који у њој живе мигрирају ка изворима топлоте, због чега у зимским месецима долази до краткотрајног пораста популације живих организама (што из перспективе РТ представља биолошко задржање) изнад његовог нормалног C_C . Раст ФЗ током зимског периода, осим од температуре улазне воде, зависи и од разлике у улазној температури воде и температуре унутрашње површи цеви РТ.

Присуство зимског пика у само једном од скупова података може се објаснити чињеницом да је само у том случају задржање РТ било у поодмаклој фази, док су у осталим случајевима чишћења расхладног система извршена у релативно блиској прошлости, услед чега је ФЗ био релативно низак. Зато је, осим линеарне зависности од градијента температуре улазне воде и површине РТ (помножене тежинским фактором d), уведена и активациона функција σ . Њена вредност је 1 уколико је температура улазне воде испод задате границе ϑ_{vu} , а R_{zv} изнад задате границе тренутне вредности. Као граничне вредности узете су 12°C за ϑ_{vu} и $5 \cdot 10^{-5}$ K/W за R_{zv} . Након пораста температуре воде изнад 12°C , вредност активационе функције добија вредност 0. Осим овога, трајање зимског пика је такође ограничено на 75 дана, након чега, чак и у случају дуге зиме (тј. ниске температуре ϑ_{vu}), долази до смањења C_C на његову, условно говорећи, природну вредност (дакле, σ добија вредност 0 када трајање температуре испод 12°C постане дуже од 75 дана). Овако модификован израз (9.43) добија облик:

$$C_C = K_{zv} \cdot \frac{1}{V_v} \left(-a\vartheta_{vu}^2 + b\vartheta_{vu} + c + \sigma(R_{zvi}, \vartheta_{vu}) \cdot d \cdot (\vartheta_p - \vartheta_{vu}) \right). \quad (9.44)$$

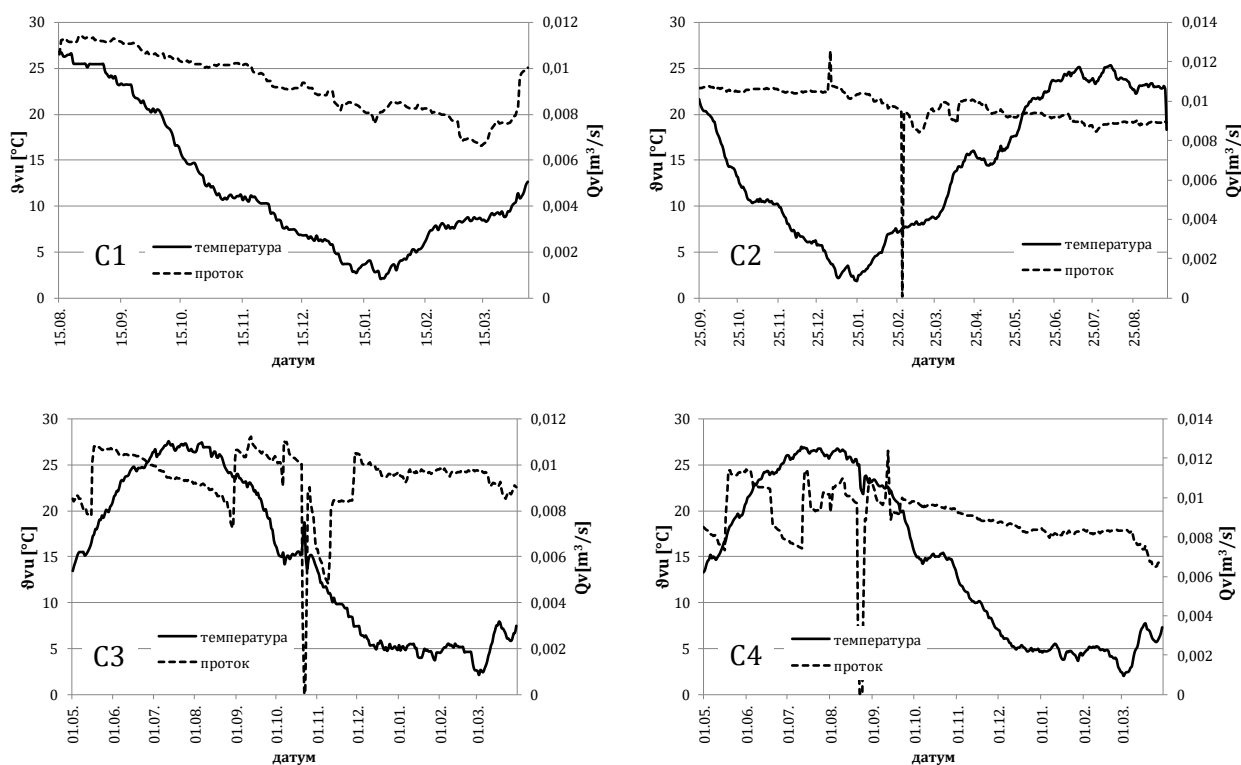
На Сл. 9.17 приказана је промена средње дневне улазне температуре воде и запремински проток воде кроз хладњак за сва четири скупа података.

Осим зимског пика, у посматраном експлоатационом периоду се догодио још један специфичан догађај. На скупу података С4 постоји тренд интензивног раста ФЗ након мајског чишћења. У посматраном периоду примећен је велики пад протока воде, због чега је обављено ванредно чишћење РТ. Приликом чишћења примећена је огромна количина речних шкољки (врсте зебра – *Dreissena polymorpha*). На Сл. 9.18 приказана је колонија шкољки у једном од РТ. У истом временском периоду, динамика запрљања РТ другог трансформатора је знатно мања. Пораст интензитета запрљања може бити објашњен појавом извора запрљања (колонија шкољки у овом случају) у непосредној близини РТ. Како би овај ефекат био моделован, фактор r може имати две вредности – редовну и ванредну (у случају најезде шкољки).

Сви улазни параметри у једначинама (9.42) и (9.44) су споропроменљиве величине. Из тог разлога, без суштинског губитка тачности, за потребе одређивања коефицијената криве коришћене су средње дневне вредности. Овим начином филтрирања вредности улазних података елиминише се мерни шум и олакшава нумерички процес фитовања.

Одређивање коефицијената једначина извршено је минимизацијом суме квадрата одступања вредности ФЗ естимиране једначином (9.42) од израчунатих средњих вредности ФЗ сва четири скупа података. Осим коефицијената a , b , c , d , K_{zv} и r (укључујући и вредност r^* којом је означено да се ради о фактору r при најезди зебра шкољки, који се јавља у скупу С4, у периоду од 16.5. до 15.7. 2017. године), потребно је одредити и вредности ФЗ у почетном тренутку сваког скупа података, као и вредности ФЗ непосредно након чишћења (индекси у Таб. 9.5 S1-S4 означавају одређени скуп података, а број након ове ознаке означава редни број почетног тренутка у посматраном скупу: број 1 се односи на вредност на почетку скупа, број 2 на вредност након првог чишћења итд.). У Таб. 9.5 дате су вредности параметара добијених употребом Microsoft Excel солвера [83].

Процена почетних вредности ФЗ се може одредити и на другачији, робуснији и бржи начин, погодан за употребу у алгоритму који ради у реалном времену. У неком кратком временском интервалу након чишћења (на пример дан или два), одређује се средња вредност ФЗ. Та вредност се затим усваја као почетна вредност ФЗ у наступајућем периоду у коме се примењују формуле предложеног алгоритма.



Сл. 9.17 – Промена средње дневне улазне температуре и средњег дневног протока воде

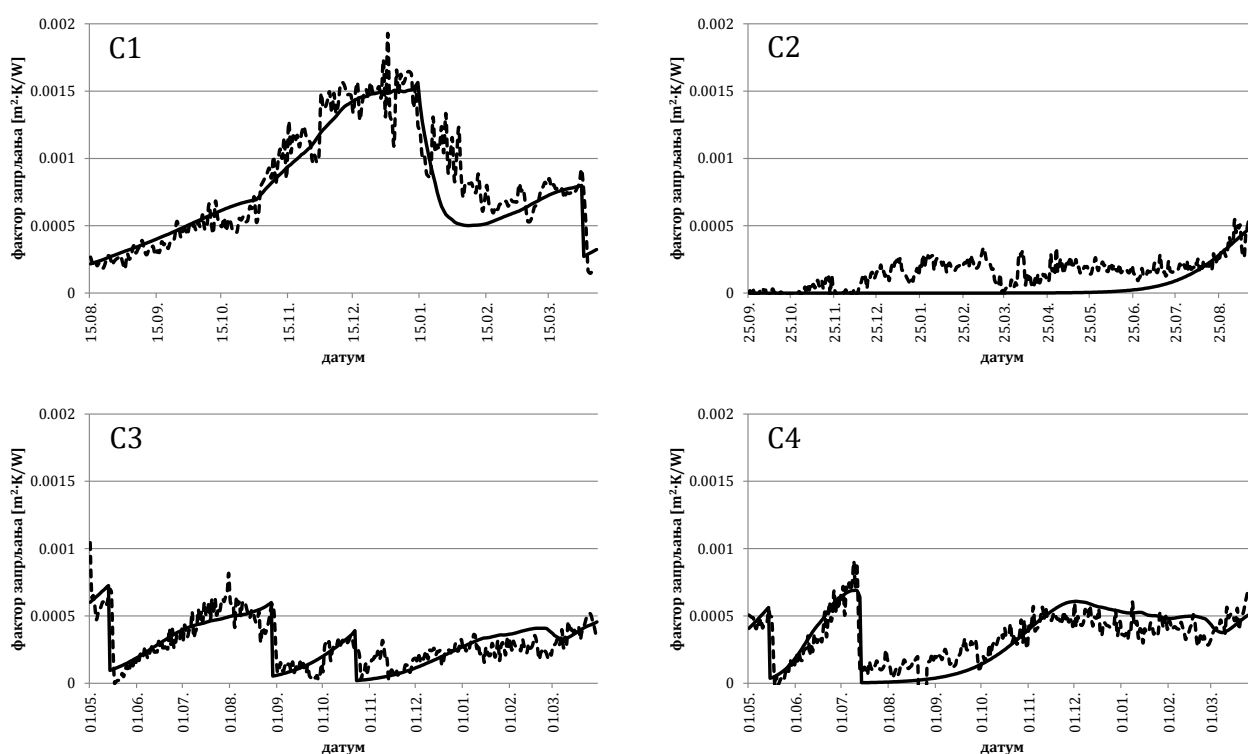


Сл. 9.18 – Колонија зebra шкољки у размењивачу топлоте

Таб. 9.5 – Вредности параметара добијене фитовањем

Параметар	Вредност
$r (r^*)$	$5,470 \cdot 10^{-7} (1,256 \cdot 10^{-6})$
a	$5,138 \cdot 10^{-3}$
b	$1,7 \cdot 10^{-1}$
c	0
d	$1,668 \cdot 10^{-1}$
K_{zv}	$8,302 \cdot 10^{-5}$
$R_{zv0.S1.1}$	$2,181 \cdot 10^{-5}$
$R_{zv0.S1.2}$	$2,815 \cdot 10^{-5}$
$R_{zv0.S2.1}$	$4,188 \cdot 10^{-12}$
$R_{zv0.S3.1}$	$6,127 \cdot 10^{-5}$
$R_{zv0.S3.2}$	$9,828 \cdot 10^{-6}$
$R_{zv0.S3.3}$	$5,473 \cdot 10^{-6}$
$R_{zv0.S3.4}$	$2,066 \cdot 10^{-6}$
$R_{zv0.S4.1}$	$4,105 \cdot 10^{-5}$
$R_{zv0.S4.2}$	$3,795 \cdot 10^{-6}$
$R_{zv0.S4.3}$	$3,987 \cdot 10^{-7}$

На Сл. 9.19 дати су графици на којима су упоредно приказане вредности ФЗ естимирани једначином (9.42) (пуна линија) коришћењем оптималних параметара из Таб. 9.5 и израчунате средње дневне вредности ФЗ (испрекидана линија) сва четири скупа података.



Сл. 9.19 – Рачунате вредности фактора задрљања (испрекидана линија) и вредности апроксимирани функцијом (пуна линија)

Глобални трендови рачунате и фитоване промене вредност ФЗ се лепо поклапају.

У случају скупа података C2 ради се о периоду непосредно након пуштања трансформатора у погон. Стога, било је потребно дуго времена да дође до развоја задрљања, а значајан раст ФЗ започиње тек на крају посматраног периода, након ког мерни подаци, на жалост, нису били доступни. Из овог разлога, скуп података C2 је дао врло скроман допринос процени оптималних параметара.

Зимски пик на скупу података C1 је релативно добро апроксимиран функцијом, као и највећи део скупова C1, C3 и C4.

9.8 Примена методе за предикцију фактора задрљања на планирање одржавања и производње

Основни циљ студије описане у овом поглављу било је утврдити да ли се на основу стандардних мерења за велике ODWF ЕУТ може у реалном времену проценити ниво задрљања РТ уље-вода и на основу њега вршити планирање производње и одржавања ЕУТ (чишћење РТ).

У поглављу 9.6 изложен је модел којим се одређује тренутна вредност ФЗ, а у 9.7 је представљен аналитички модел за описивање промене ФЗ у времену. Коришћењем ових алата, могуће је извршити процену вредности ФЗ у будућности.

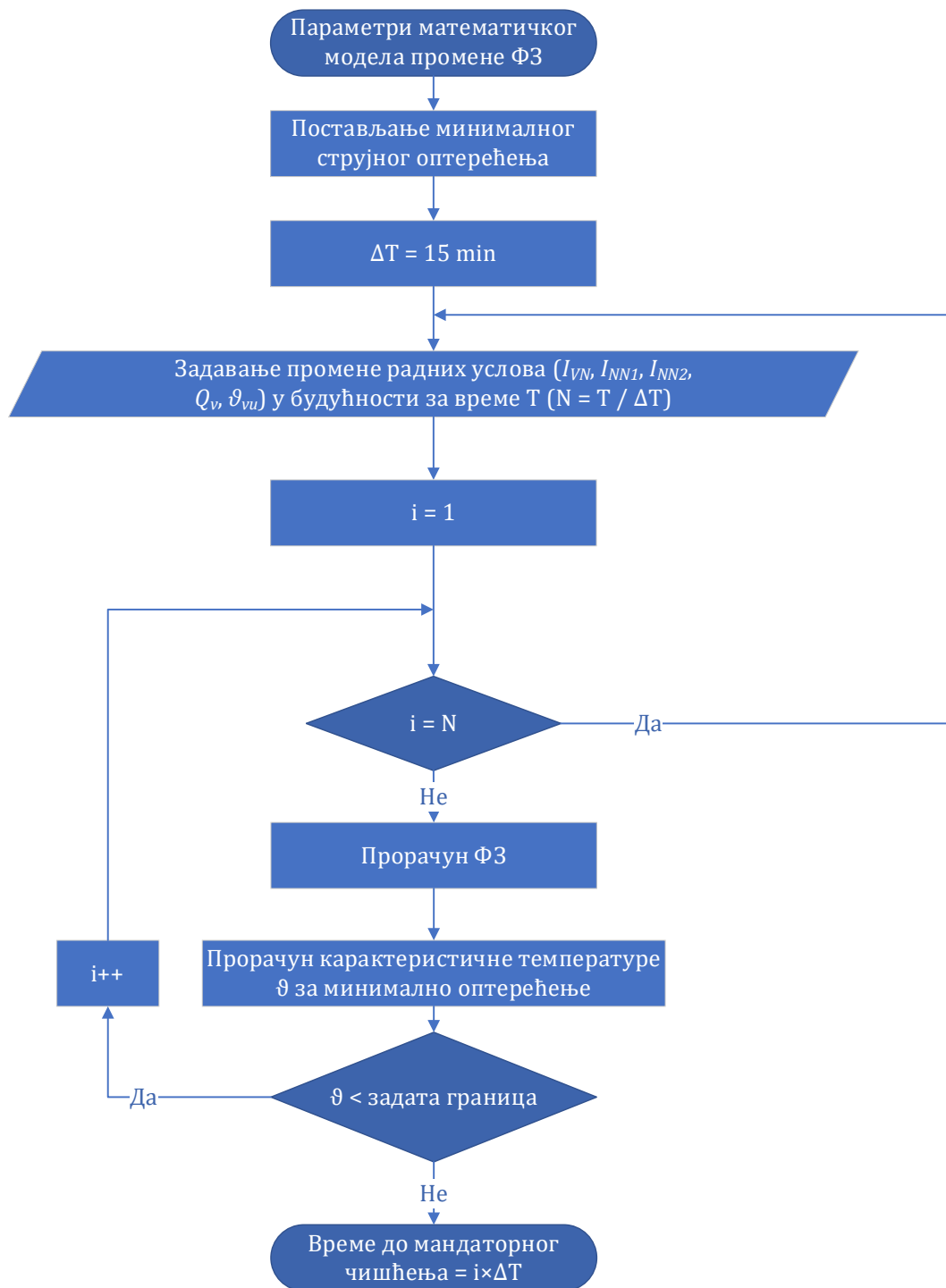
Алгоритам на Сл. 9.11 предвиђа попуњавање базе података са дискретним вредностима ФЗ и филтрираним улазним подацима. На основу ових података, као излаз алгоритам даје

естимиране параметре промене ФЗ – оне дате у Таб. 9.5. Уколико су ови параметри познати, за задате радне услове (струјно оптерећење, температуру улазне воде и проток воде кроз РТ) – могуће је проценити да ли карактеристичне температуре трансформатора за задато (пре)оптерећење прелазе дозвољене границе (алгоритам је представљен на Сл. 9.20). Као граничну вредност је вероватно најпогодније је узети максимално дозвољене вредности *hot-spot* температура намотаја, јер су обично оне критичне. Наравно, било која друга температура (средња температура намотаја, температура горњег уља) може бити употребљена као гранична у представљеном алгоритму.



Сл. 9.20 – Алгоритам рачунарског програма за одређивање могућности тренутног (пре)оптерећења

На Сл. 9.21 представљен је алгоритам за планирање чишћења РТ. Излаз из алгоритма је време након којег ће вредност ФЗ бити толика да ће за минимално прихватљиво струјно оптерећење вредност критичне температуре бити већа од граничне. Улаз у алгоритам, поред параметара естимираних у процедури датој у алгоритму са Сл. 9.11, су прогнозиране вредности протока воде, температуре улазне воде и струјног оптерећења у посматраном периоду у будућности. Промене улазне температуре воде се релативно лако и са високом тачношћу могу предвидети у дужим временским периодима. Проток воде је споропроменљива величина и такође се може предвидети на дужи временски период. Струјно оптерећење (тј. производња у ХЕ) се по правилу планира и дугорочно.



Сл. 9.21 – Алгоритам рачунарског програма за дугорочно планирање чишћења размењивача топлоте

9.9 Закључак и наставак истраживања

У овом поглављу приказана је нова метода за одређивање ФЗ размењивача топлоте уљевода типа *shell-and-tube* ЕУТ, заснована на квазистационарном термичком моделу трансформатора и РТ. Улазни подаци у прорачуне засноване на овој методи су стандардно мерене величине великих ODWF ЕУТ. Представљена је и нова аналитичка једначина којом се описује промена вредности ФЗ у времену, у којој као променљиве фигуришу проток и температура улазне воде, као и оптерећење трансформатора. Једначина омогућава предикцију вредности ФЗ у будућности. Параметри у једначини су одређени за конкретни ЕУТ, за који су били познати погонски подаци током дужег временског периода. Дакле, параметри у

аналитичкој једначини нису општи, односно није извесно да би важили и за неки други ЕУТ са хладњацима уље/вода, али се могу добити применом исте коришћене методе. Једно од практичних питања је колико треба да износи период мерења и када он треба да почне, да би се имао адекватан скуп података из кога се могу одредити параметри модела.

Даља истраживања се могу усмерити у три правца.

Први правац је унапређење појединих делова модела: а) уважавање промене додатних губитака услед вихорних струја у намотајима од релативног односа струјног оптерећења два НН намотаја, б) уважавање топлотног отпора провођењу у цевима РТ са двоструким зидом, укључујући и додатни контактни отпор.

Други правац је развој рачунарске апликације за процену промене ФЗ у будућности. За ту намену је потребно проширити термички модел и на одређивање температуре уља. Тренутно, у делу у коме су израчунавани ФЗ из измерених вредности, а из њих одређивани параметри функције (9.44) коришћена мерена вредност температура уља на уласку и изласку из РТ. Пре реализације ове рачунарске апликације треба решити и начин дефинисања вредности ФЗ која се има непосредно после чишћења хладњака.

Трећи правац је развој рачунарске апликације намењене планирању производње и одржавању, приказаних у поглављу 9.8. За ту намену је потребно проширити термички модел и на одређивање температуре најтоплије тачке намотаја. Ова апликација треба да препознан и сигнализира случај настанка колоније шкољки, описан у претходном тексту и приказан на слици Сл. 9.18.

10 Закључак

Потреба за уштедом материјала захтева прецизне математичке термичке моделе ЕУТ и софтверске алате који омогућавају оптимизацију конструкције ЕУТ са циљем повећања ефикасности хлађења уређаја.

Термичко пројектовање ЕУТ захтева уважавање више физичких појава које утичу једна на другу. Из овог разлога традиционални емпиријски модели су превазиђени. У процесу пројектовања ЕУТ рачунарски програми за симулацију термичких процеса постају неопходни не само у техничком него и у економском смислу. Заостајање у погледу метода за термичко пројектовање трансформатора у односу на конкуренцију неминовно доводи до повећања потребне количине материјала, самим тим и производних трошкова што произвођача доводи у неповољну позицију на тржишту.

Примена софтверских алата заснованих на ДТХМ ЕУТ данас представља оптимални приступ пројектовању ових уређаја. Прорачунске методе и рачунарски програми засновани на ДТХМ су релативно нови. Из тог разлога, још увек постоји велики простор за њихово унапређење. Унапређења ДТХМ су превасходно усмерена на прављење нових једначина за локалне падове притисака и КПТС за геометрије, параметре и брзине флуида карактеристичне за поједине конструкционе елементе ЕУТ, јер постоји низ специфичних детаља за које се у класичној литератури из преноса топлоте и хидраулике не могу наћи формуле.

„Срце“ рачунарских програма заснованих на ДТХМ ЕУТ представљају итерационе нумеричке методе за решавање система нелинеарних термичких и хидрауличких једначина. Постоје нумерички поступци остварења стабилне и брзе конвергенције одређивања укупног протока уља и његове расподеле између активних делова трансформатора, али они нису детаљно објављени у литератури и представљају изазов за оне који желе да развију такве рачунарске програме. За разлику од тога, постоје отворени проблеми, за које није познато да су реализовани нумерички поступци који конвергирају. Такав је случај са *лабиринт-намотајима*. Отворен је и проблем нумеричког решавања ДТХМ којим се описује недавно откривена појава инверзног струјање уља у намотајима са баријерама за усмеравање уља.

Рачунарски програми засновани на ДТХМ своје место налазе, пре свега, у процесу пројектовања ЕУТ. За пројектовање ЕУТ примењује се стационарни ДТХМ, који је доминантан предмет ове дисертације. Међутим, у области надзора, управљања и планирања производње, појављује се захтев за израду динамичких ДТХМ ().

У дисертацији су најпре објашњени најважнији појмови везани за термичке аспекте пројектовања и експлоатације.

Дисертација садржи низ доприноса, који се односе на различите термичке аспекте ЕУТ.

Први од оригиналних научних доприноса, објављен у раду у часопису категорије М21, се односи на анализу физичких појава које су описане помоћу HS фактора. Овај фактор је присутан као основни појам у литератури која се бави термичким аспектима ЕУТ. Ова анализа је заснована на реалном примеру и резултатима мерења која су извршена у оквиру студије могућности повећања снаге (чија је номинална вредност 100 MVA), блок-трансформатора реверзибилне хидроелектране (РХЕ) „Бајина Башта“. Поред овог доприноса, значајан закључак анализе је да вредност и положај температуре најтоплије тачке треба одређивати помоћу савремених рачунарских програма (при чему се данас, објективно, као једина реална опција намећу програми засновани на ДТХМ), док је примена традиционалних термичких модела уз употребу HS фактора (било да се ради о типској вредности или је он одређен на неки упрошћени начин без уважавања свих релевантних физичких фактора који на њега утичу) ризична и може довести до потцењивања критичне (HS) температуре.

Други научни допринос, објављен у два рада у часопису категорије M22, је остварен у области старења изолације. На бази експеримената на два трансформатора снаге 300 kVA, спроведеним упоредно са мерењима на лабораторијским моделима, успостављена су два важна практична израза. Првим изразом, предекспоненцијални фактор модификоване Аренијусове једначине (којим се моделује промена степена полимеризације DP током времена) представљен је као функција концентрације влаге. Други израз представља везу између вредности DP и садржаја фурана. Први израз служи за процену релативног старења трансформатора (тачније његове папирне изолације) и процену преосталог животног века на бази података о промени HS температуре и садржаја влаге у уљу током експлоатације ЕУТ. Други израз служи за процену вредности DP из тренутне концентрације фурана у уљу. Ова метода представља једноставнију процедуру у поређењу са инвазивним узорковањем изолације са намотаја и одређивањем вредности DP традиционалним методама (на пример на основу мерења интринзичне вискозности раствора ISO 5351 методом).

Следећа два научна доприноса се односе на унапређење елемената стационарног ДТХМ. Прво унапређење се односи на нови израз за пад притиска у глави радијатора. Резултати су објављени у часопису категорије M21. Друго унапређење су нове једначине за КПТС за случај трансформаторских намотаја са аксијалним и радијалним уљним каналима без баријера за усмеравање уља. Једначине су развијене на основу резултата 2D FEM/CFD симулација.

Користан оригинални допринос представља поређење термичких карактеристика и ефикасности хлађења трансформаторских намотаја са аксијалним и радијалним каналима за хлађење, израђеним у варијантама без и са усмеравањем уља у радијалне канале употребом баријера. Ови резултати нису верификовани експериментално, већ су настали као резултат рачунарских симулација у програму HoST Calculus [17]. Остварени резултати представљају користан резултат из ког се могу сагледати предности и мане одређених конструкционих решења при избору конструкције којом се постиже оптимално хлађење намотаја.

Коначно, остварен је оригинални допринос кроз развој нове методе за одређивање и процену будуће промене фактора запрљања трансформаторских размењивача топлоте уљевода типа *shell-and-tube*. Метода је примењена на трансформатор снаге 420 MVA, за који су били познати подаци током дужег рада на мрежи. Динамичка метода за процену фактора запрљања се заснива се на квазистационарном термичком моделу, за који су улаз стандардно мерене величине великих ЕУТ са овим типом размењивача топлоте. За примену алгоритма за процену будуће вредности фактора запрљања, за чију је реализацију у дисертацији приказан концепт, улазни подаци су оптерећење трансформатора и температура и проток расхладне воде. Метода се заснива на дискретном сигма-филтеру (чији је одзив на јединични сигнал логистичка крива), чији су параметри функције процесних величина. Модел је намењен за *online* употребу, за планирање производње и планирање одржавања ЕУТ великих снага. Планирано је да модел за предикцију запрљања РТ, чији је концепт представљен у овој дисертацији, буде реализован у форми рачунарског програма и имплементиран у систему за мониторинг трансформатора.

Наведени садржај дисертације представља допринос теорији и пракси примене ДТХМ. Резултати су објављени у четири рада у часописима из серије *IEEE Transactions*, као и на неколико научно-стручних скупова, превасходно у оквиру организације *CIGRE*, као кровне организације која окупља компаније из области електроенергетике и развојне инжењере и истраживаче. Један од ових радова је презентован и на *CIGRE Paris session*, 2018 године.

Већ познати, отворени проблем који се наметнуо и у тексту дисертације, и који захтева даље истраживање представља описивање и предвиђање инверзног протока уља у намотајима са баријерама, као и постављање основе новог модела за одређивање температуре у намотајима са аксијалним и радијалним каналима, без баријера. Ова нова основа би се базирала на уважавању малих протока кроз радијалне канале. У случају да ови протоци не

постоје (тј. ако су толико мали да у том случају струјање престаје да буде доминантни механизам преноса топлоте), модел би се морао проширити компонентом провођења топлоте кроз уље које практично стоји у радијалном каналу.

У овом тренутку постоје назнаке да ће се у наредним годинама радити на развоју динамичких ДТХМ ЕУТ и њиховој имплементацији у *smart grid* системе, што области која је истраживана у овој докторској дисертацији даје на значају и чини је актуелном.

П 1 Прилог 1 – Термички параметри воде, ваздуха и комерцијалних трансформаторских уља

У овом прилогу дате су термичке карактеристике флуида. У случају уља, вредности су добијене фитовањем каталожних података и података добијених на упит, од произвођача.

П 1.1 Термички параметри воде

Таб. П 1.1 – Термичке карактеристике воде у функцији температуре

Густина ρ (kg/m ³)	$1001 - 8,352 \cdot 10^{-2} \vartheta - 3,455 \cdot 10^{-3} \vartheta^2$
Топлотна проводност λ (W/(m·K))	$0,5564 + 2,279 \cdot 10^{-3} \vartheta - 1,118 \cdot 10^{-5} \vartheta^2$
Специфична топлота c_p (J/(kg·K))	$4209 - 1,804 \vartheta - 3,007 \cdot 10^{-2} \vartheta^2 - 1,120 \cdot 10^{-4} \vartheta^3$
Кинематска вискозност ν (mm ² /s)	$3,867 \cdot 10^{-6} \cdot 10^{\frac{20-\vartheta}{20+\vartheta}} \cdot (0,2437 - 7,844 \cdot 10^{-3} \cdot (20 - \vartheta) - 99,38 \cdot 10^{-6} \cdot (20 - \vartheta)^2 - 16,91 \cdot 10^{-8} \cdot (20 - \vartheta)^3)$

П 1.2 Термички параметри ваздуха

Таб. П 1.2 – Термичке карактеристике ваздуха у функцији температуре (на нивоу мора)

Густина ρ (kg/m ³)	$1,292 \cdot 273,15 / (273,15 + \vartheta)$
Топлотна проводност λ (W/(m·K))	$0,02424 - 7,208 \cdot 10^{-5} \vartheta$
Специфична топлота c_p (J/(kg·K))	$1007 + 2 \cdot (\vartheta + 273,15 - 300) / 50$
Кинематска вискозност ν (mm ² /s)	$1,337 \cdot 10^{-5} + 8,641 \cdot 10^{-8} \vartheta + 1,071 \cdot 10^{-10} \vartheta^2$

П 1.3 Термички параметри Shell Diala D[®] уља

Таб. П 1.3 – Термичке карактеристике Shell Diala D[®] уља у функцији температуре

Густина ρ (kg/m ³)	$892 - 0,7 \vartheta$
Топлотна проводност λ (W/(m·K))	$0,12386 - 7 \cdot 10^{-5} \vartheta$
Специфична топлота c_p (J/(kg·K))	$1912,9 + 4,4 \vartheta$
Кинематска вискозност ν (mm ² /s)	$10^{10,252 - 7,611 \cdot \vartheta \cdot 10^{-3}}$

П 1.4 Термички параметри Nynas Nytro 4000X[®]

Таб. П 1.4 – Термичке карактеристике Nynas Nytro 4000X[®] у функцији температуре

Густина ρ (kg/m ³)	$879,53 - 0,652 \vartheta$
Топлотна проводност λ (W/(m·K))	$0,12561 - 7 \cdot 10^{-5} \vartheta$
Специфична топлота c_p (J/(kg·K))	$1853,43 + 3,503 \vartheta$
Кинематска вискозност ν (mm ² /s)	$10^{10,253 - 7,147 \cdot \vartheta \cdot 10^{-3}}$

П 1.5 Термички параметри Nynas Nytro Lynx®

Таб. П 1.5 – Термичке карактеристике Nynas Nytro Lynx® у функцији температуре

Густина ρ (kg/m ³)	$893,6450 - 0,5670 \cdot \vartheta$
Топлотна проводност λ (W/(m·K))	$0,1334 - 7,3389 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta$
Специфична топлота c_p (J/(kg·K))	$1780,91 + 3,461 \cdot \vartheta$
Динамичка ⁵⁴ вискозност μ (Pa/s)	$0,0411 - 2,325 \cdot 10^{-3} \cdot \vartheta + 6,716 \cdot 10^{-5} \cdot \vartheta^2$ $-1,095 \cdot 10^{-6} \cdot \vartheta^3 + 1,002 \cdot 10^{-8} \cdot \vartheta^4$ $-4,781 \cdot 10^{-11} \cdot \vartheta^5 + 9,227 \cdot 10^{-14} \cdot \vartheta^6$

П 1.6 Термички параметри трансформаторског уља коришћеног у огледном трансформатору CIGRE WG A2-38 брошуре

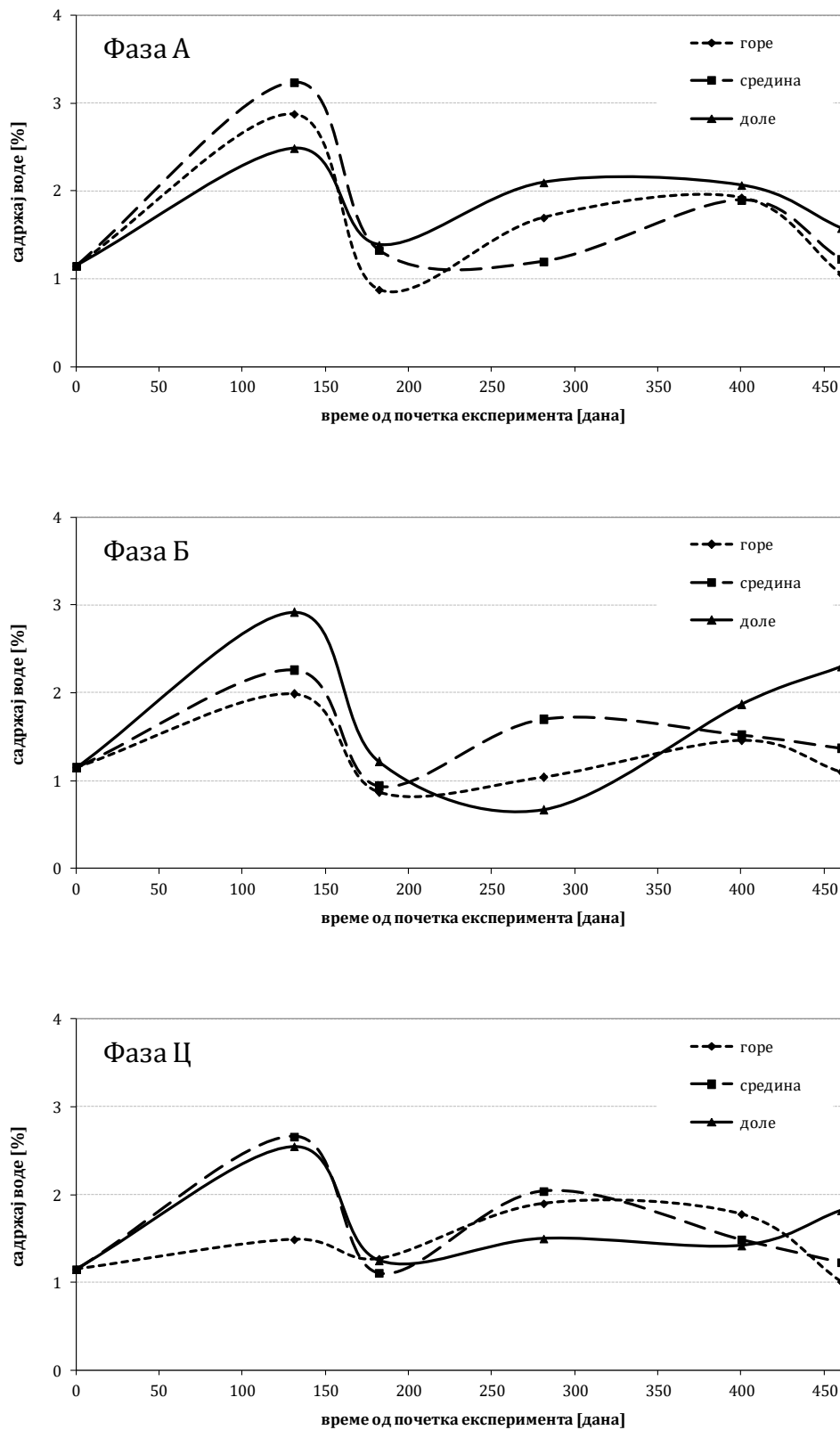
Таб. П 1.6 – Термички параметри трансформаторског уља коришћеног у огледном трансформатору CIGRE WG A2-38 брошуре у функцији апсолутне температуре

Густина ρ (kg/m ³)	$1098,72 - 0,712 \cdot T$
Топлотна проводност λ (W/(m·K))	$0,1509 - 7,101 \cdot 10^{-5} \cdot T$
Специфична топлота c_p (J/(kg·K))	$807,163 + 3,58 \cdot T$
Динамичка вискозност μ (Pa/s)	$0,08467 - 0,0004 \cdot T + 5 \cdot 10^{-7} \cdot T^2$

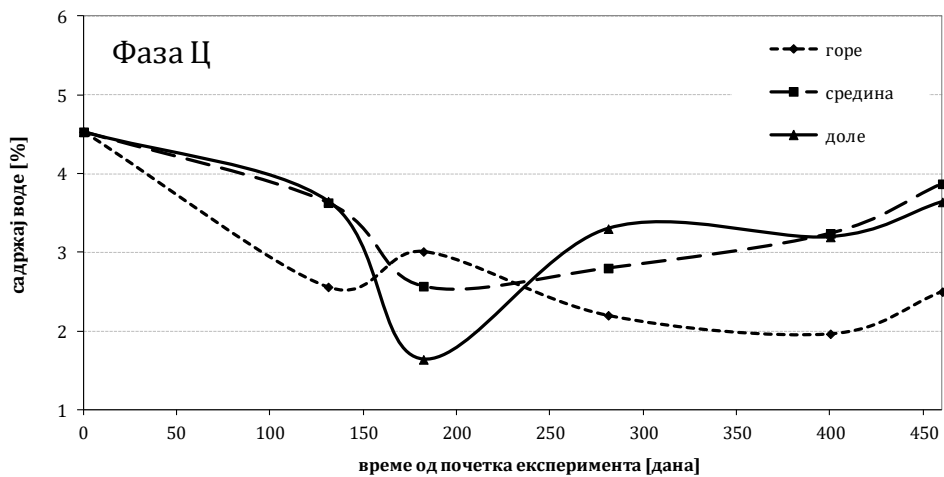
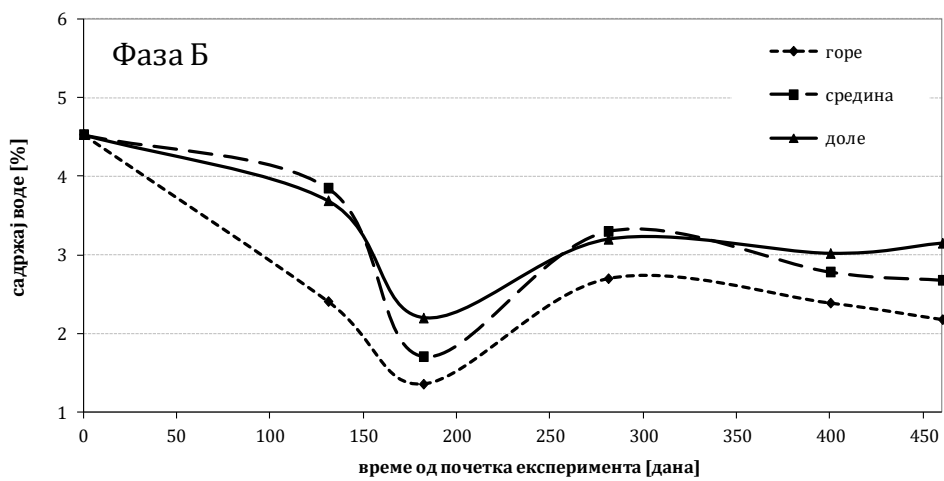
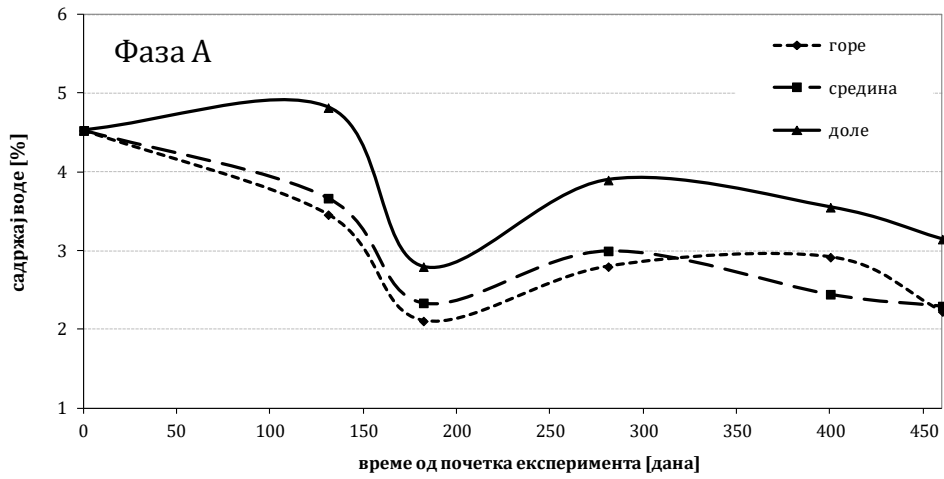
Напомена: параметри су функција апсолутне температуре

⁵⁴ динамичка вискозност по дефиницији једнака је производу кинематске вискозности и густине флуида

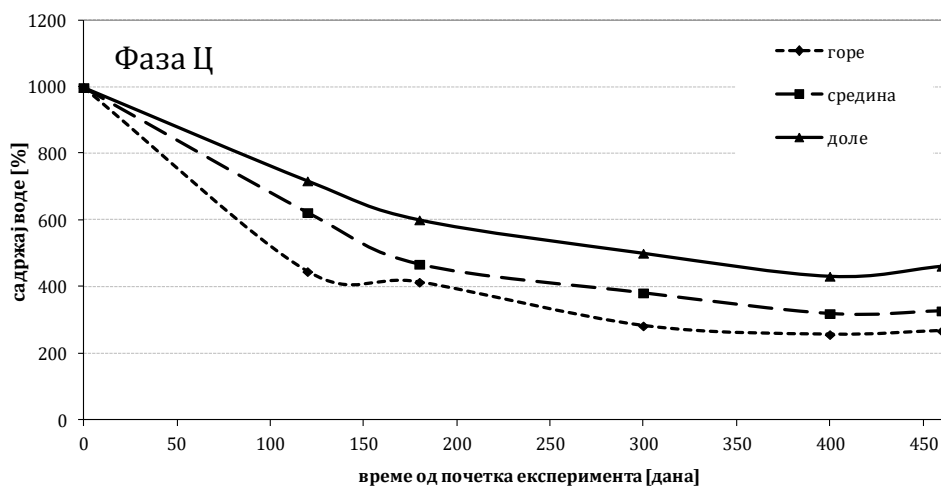
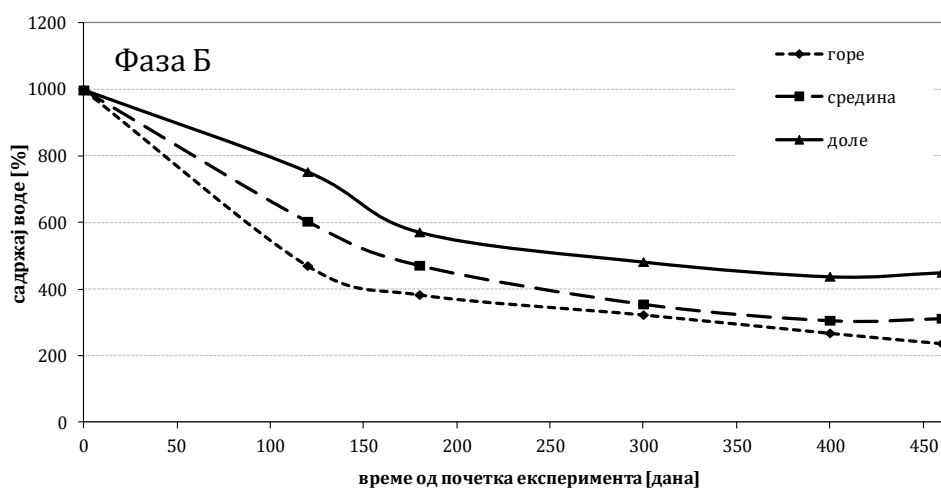
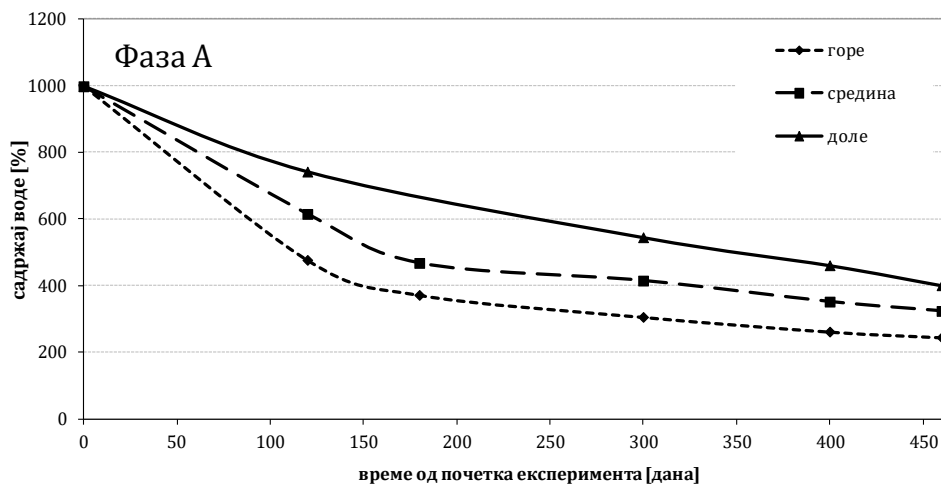
П 2 Прилог 2 – Резултати мерења садржаја воде и вредности DP папирне изолације



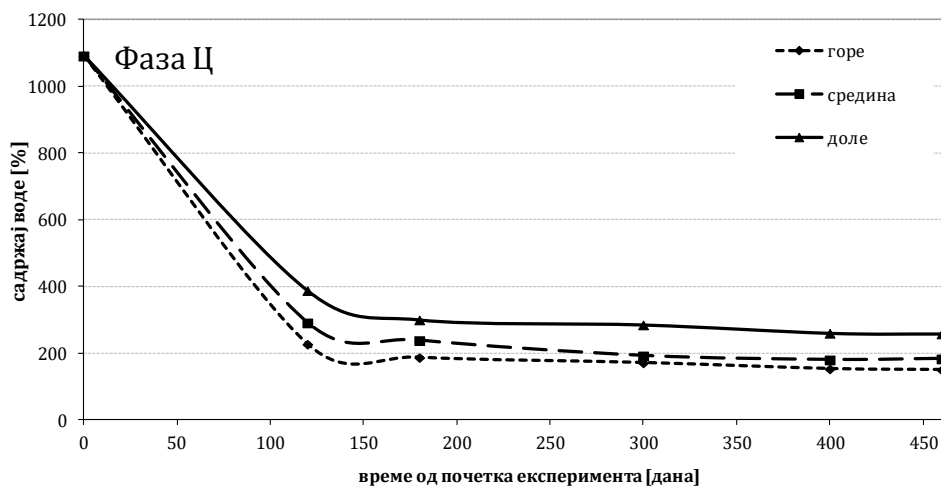
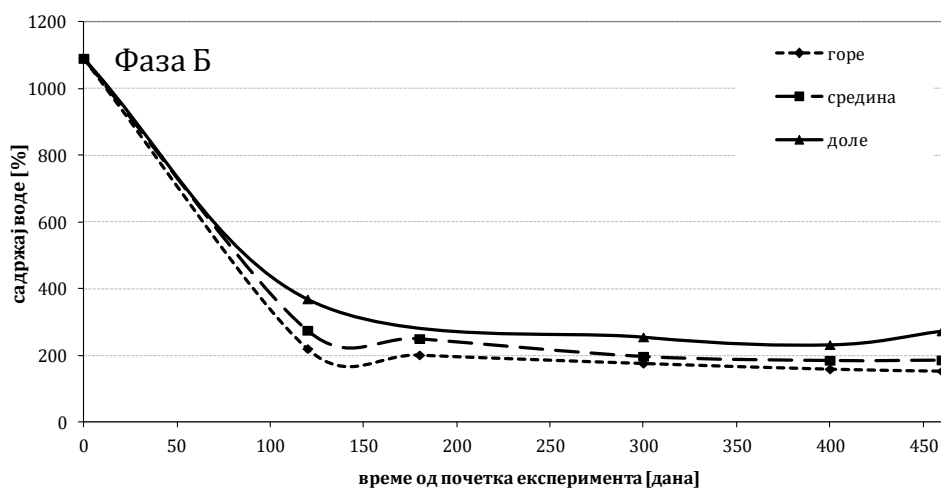
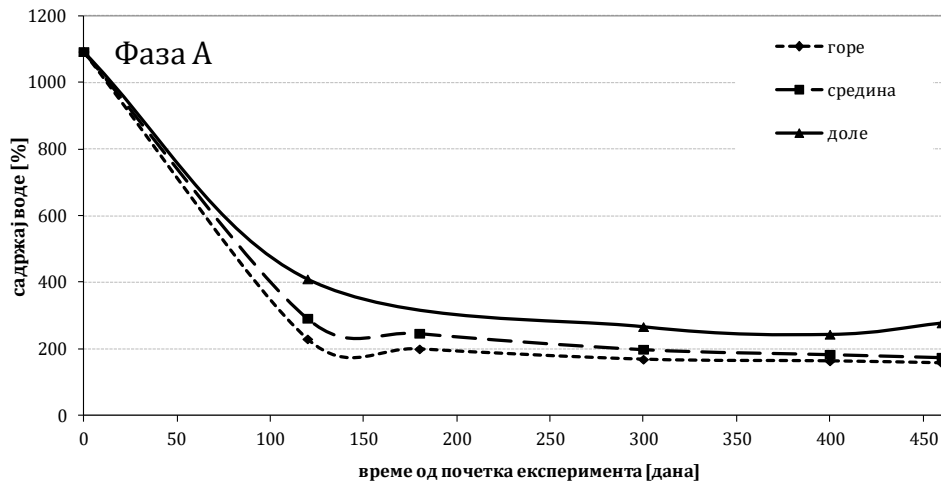
Сл. П 2.1 – Промена садржаја воде у папиру ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 1% почетног садржаја воде



Сл. П 2.2 – Промена садржаја воде у папиру ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 4% почетног садржаја влаге



Сл. П 2.3 – Промена вредности DP папирне изолације ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 1% почетног садржаја влаге



Сл. П 2.4 – Промена вредности DP папирне изолатије ВН намотаја (узорци су узети са све три фазе на три различите висине) трансформатора са 4% почетног садржаја влаге

П 3 Прилог 3 – Резултати експеримената и прорачуна

Таб. П 3.1 – Резултати експеримената и прорачуна (вредности у првом реду се односе на експериментална мерења, у другом су резултати симулације без додатног пада притиска, у трећем су резултати симулација са додатним падом притиска)

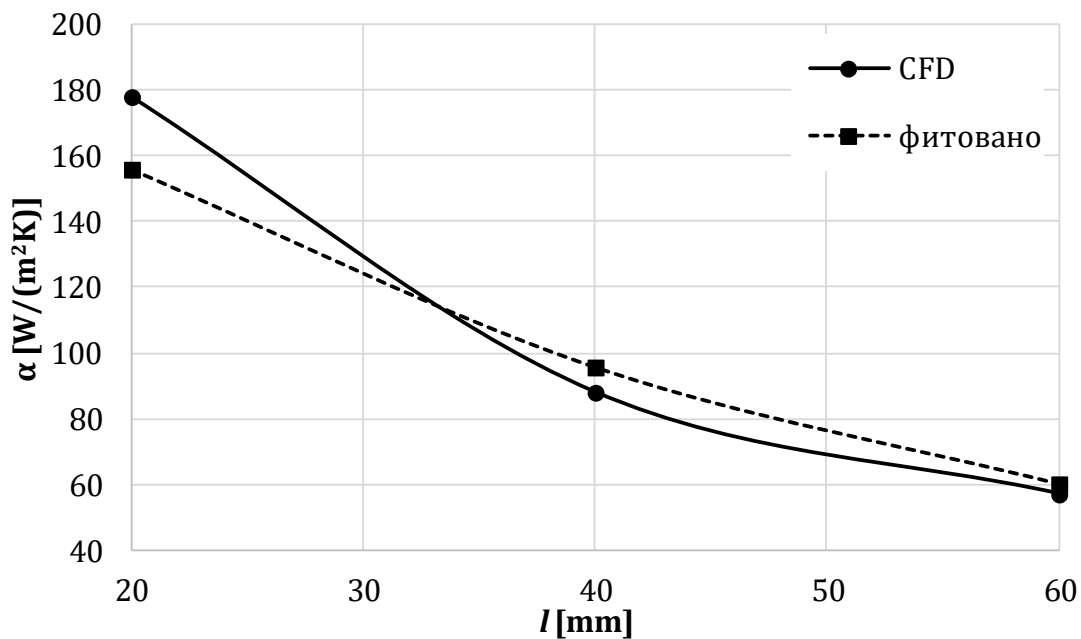
експ	тип радијатора	режим хлађења	губици (kW)	ϑ_{gu} (°C)	ϑ_{du} (°C)	ϑ_{sr} (°C)	$\vartheta_{gu}-\vartheta_{du}$ (K)	$\vartheta_{gu}-\vartheta_{du}$ апс. разлика од експ. (K)	$\vartheta_{gu}-\vartheta_{du}$ рел. разлика од експ. (%)	Q (m ³ /h)
1	1	ONAN	139	97,1	72,1	84,6	25	/	/	9,7
				91,8	68,2	80,0	23,6	-1,4	-5,6	9,0
				92,6	67,1	79,8	25,5	+0,5	+2,0	8,4
2	1	ONAF1	279	92,9	51,8	72,4	41,1	/	/	9,7
				90,4	52,6	71,5	37,9	-3,2	-7,8	12,0
				92,6	51,5	72,1	41,0	-0,1	-0,2	11,1
3	1	ONAF2	224	83,6	47,3	65,5	36,3	/	/	9,9
				82,0	48,7	65,3	33,2	-3,1	-8,5	11,1
				83,6	48,1	65,8	65,5	-0,8	-2,2	10,3
4	1	ONAF3	300	91,8	48,4	70,1	43,4	/	/	12,2
				87,3	47,9	67,6	39,4	-4,0	-9,2	12,5
				90,1	47,3	68,7	42,8	-0,6	-1,4	11,5
5	2	ONAN	79	62,3	44,3	53,3	18,0	/	/	7,1
				60,6	42,7	51,6	17,8	-0,2	-1,1	7,1
				60,7	42,5	51,4	18,1	+0,1	+0,6	7,0
6	2	ONAN	106	74,1	52,9	63,5	21,2	/	/	8,6
				71,8	51,3	61,6	20,5	-0,7	-3,3	8,2
				72,4	50,5	61,5	21,9	+0,7	+3,3	7,7
7	2	ONAN	130	86,6	62,2	74,4	24,4	/	/	9,3
				81,6	58,8	70,2	22,8	-1,6	-6,6	9,0
				82,8	57,3	70,1	25,4	+1,0	+4,1	8,1

Наставак Таб. П 3.1

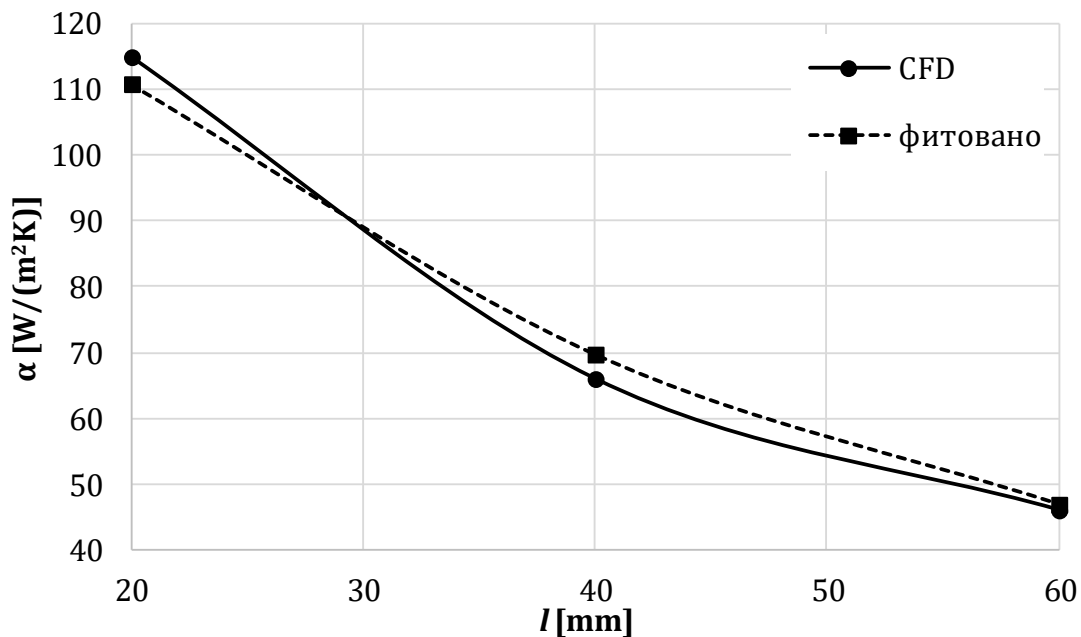
8	2	ONAF1	275	87,8	44,1	66,0	43,7	/	/	12,4
				84,4	46,8	65,6	37,5	-6,2	-14,2	12,2
				86,9	45,6	66,3	41,3	-2,4	-5,5	11,1
9	2	OFAF1	284	72,5	61,7	67,1	10,8	/	/	44,1
				71,4	61,9	66,7	9,5	-1,3	-12,0	50,5
				71,4	61,0	66,2	10,4	-0,4	-3,7	45,5
10	2	OFAF1	370	85,4	71,3	78,4	14,1	/	/	45,1
				84,3	72,3	78,3	12,0	-2,1	-14,9	51,0
				85,0	70,9	77,9	14,1	0	0	43,5
11	2	OFAF1	459	96,9	79,2	88,1	17,7	/	/	45,8
				96,5	82,1	89,3	14,4	-3,3	-18,6	52,2
				97,8	80,0	88,9	17,8	+0,1	+0,6	42,1
12	3	ONAN	132	84,6	61,0	72,8	23,6	/	/	9,7
				80,8	57,8	69,3	23,0	-0,6	-2,5	9,0
				81,6	56,7	69,2	24,8	+1,2	+5,1	8,4
13	3	ONAF1	283	87,9	44,3	66,1	43,6	/	/	12,0
				85,6	47,6	66,6	38,0	-5,6	-12,8	12,4
				87,6	46,5	67,1	41,1	-2,5	-5,7	11,4
14	3	OFAF1	278	72,0	62,4	67,2	9,6	/	/	44,6
				71,5	62,3	66,9	9,3	-0,3	-3,1	50,6
				71,0	61,1	66,0	9,9	+0,3	+3,1	46,7
15	3	OFAF1	361	85,6	72,5	79,1	13,1	/	/	45,6
				84,6	73,3	79,0	11,3	-1,8	-13,7	52,4
				84,9	72,2	78,6	12,7	-0,4	-3,1	46,9
16	3	OFAF1	459	96,1	79,9	88,0	16,2	/	/	45,8
				100,1	85,7	92,9	14,4	-1,8	-11,1	51,7
				100,7	84,3	92,5	16,4	+0,2	+1,2	45,3

*Бројеви 1, 2 и 3 уз AF режим хлађења означавају – вертикално постављене радијаторе (AF1), хоризонтално постављене радијаторе (AF2) и хоризонтално и вертикално постављене радијаторе (AF3)

П 4 Прилог 4 – Утицај промене различитих параметара на вредност коефицијента преласка топлоте струјањем у радијалним каналима без усмереног тока уља

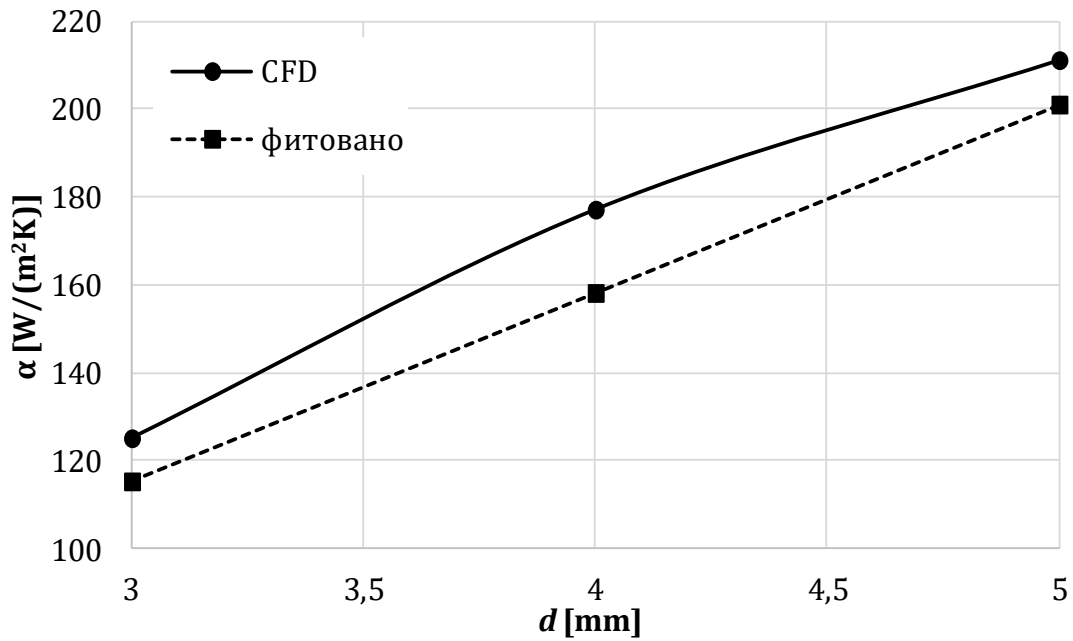


а) доња површина радијалног канала

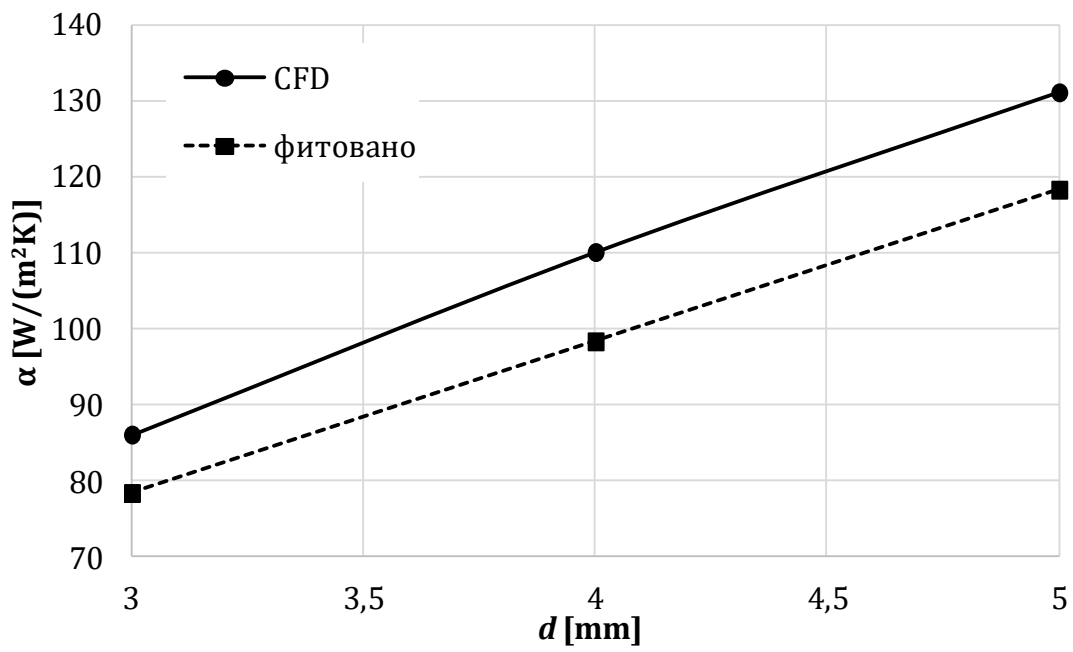


б) горња површина радијалног канала

Сл. П 4.1 – Утицај промене ширине блока проводника на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $d = 3$ mm, $P = 50$ W, V око 1 cm/s и $\vartheta_{ин} = 80^\circ\text{C}$)

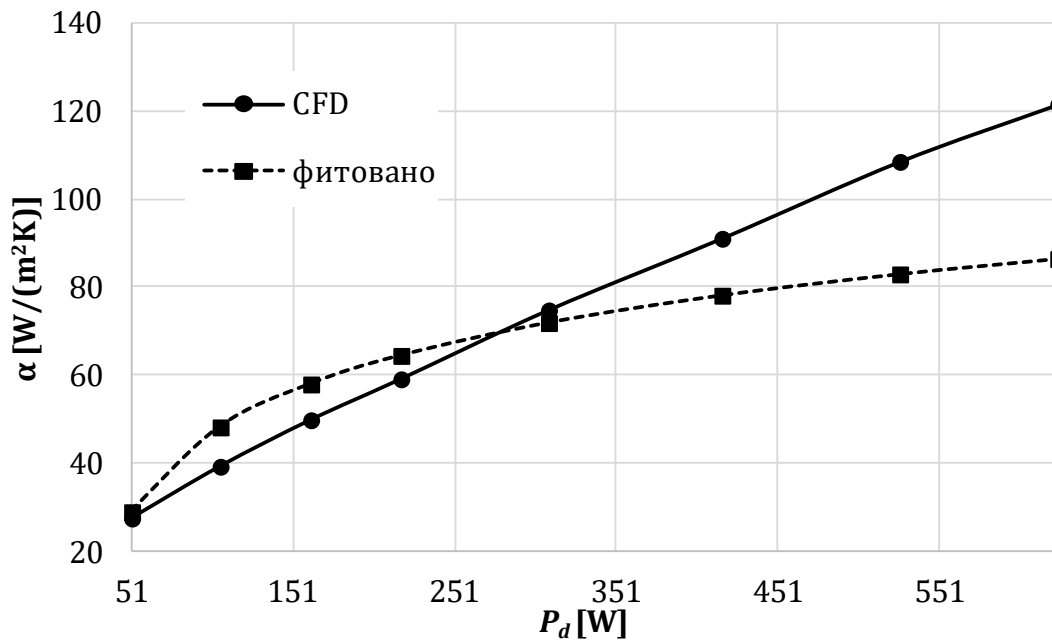


а) доња површина радијалног канала

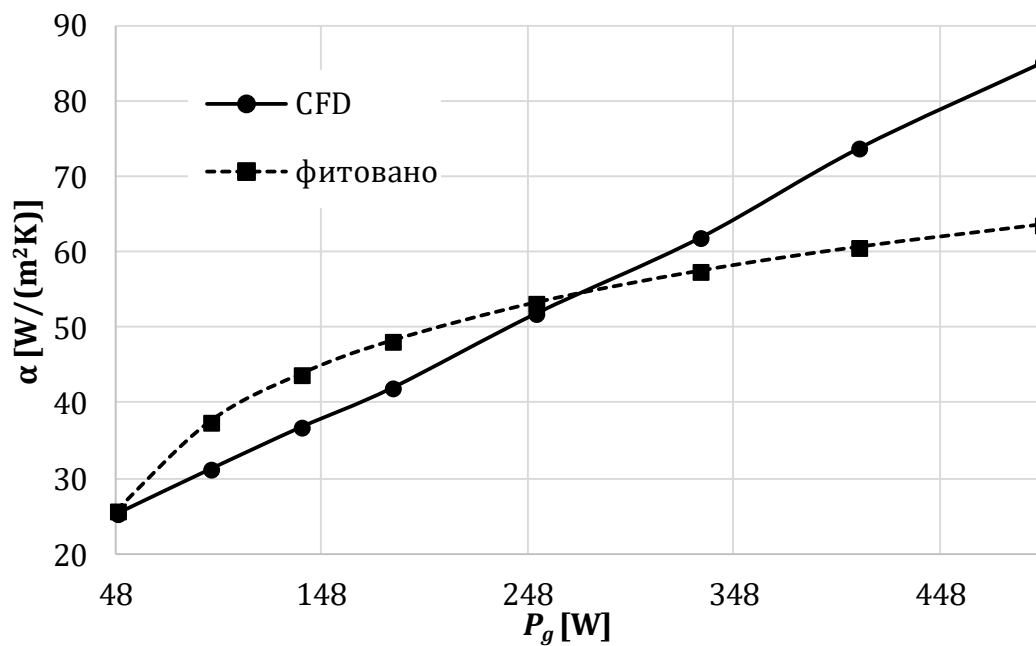


б) горња површина радијалног канала

Сл. П 4.2 – Утицај промене висине радијалног канала на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 60$ mm, $P = 280$ W, V око 1 cm/s и $\vartheta_{ин} = 80^\circ\text{C}$)

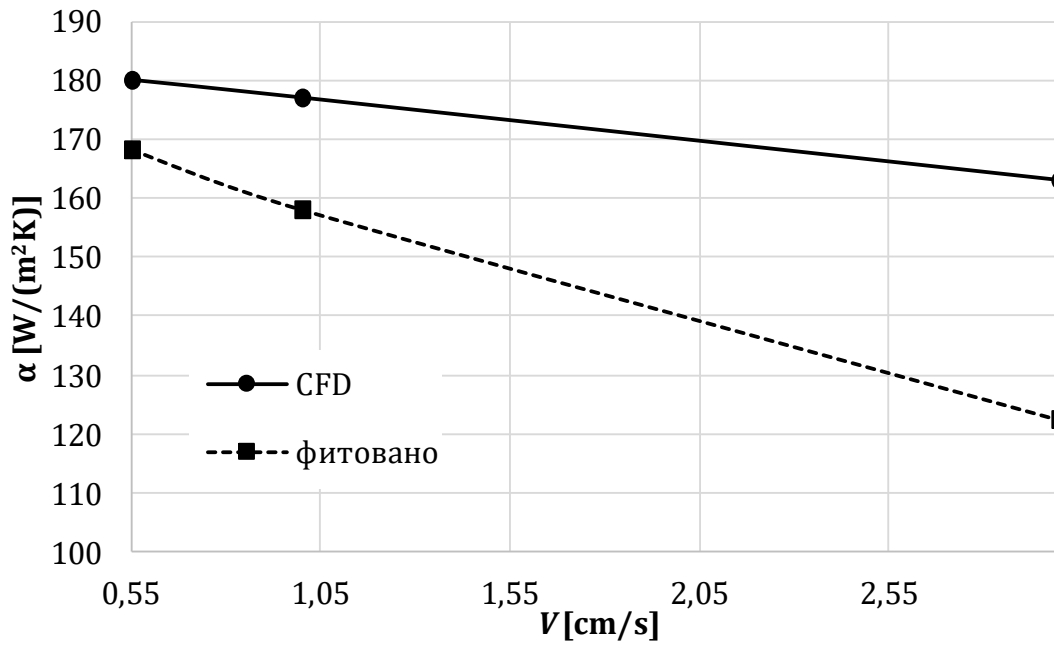


а) доња површина радијалног канала

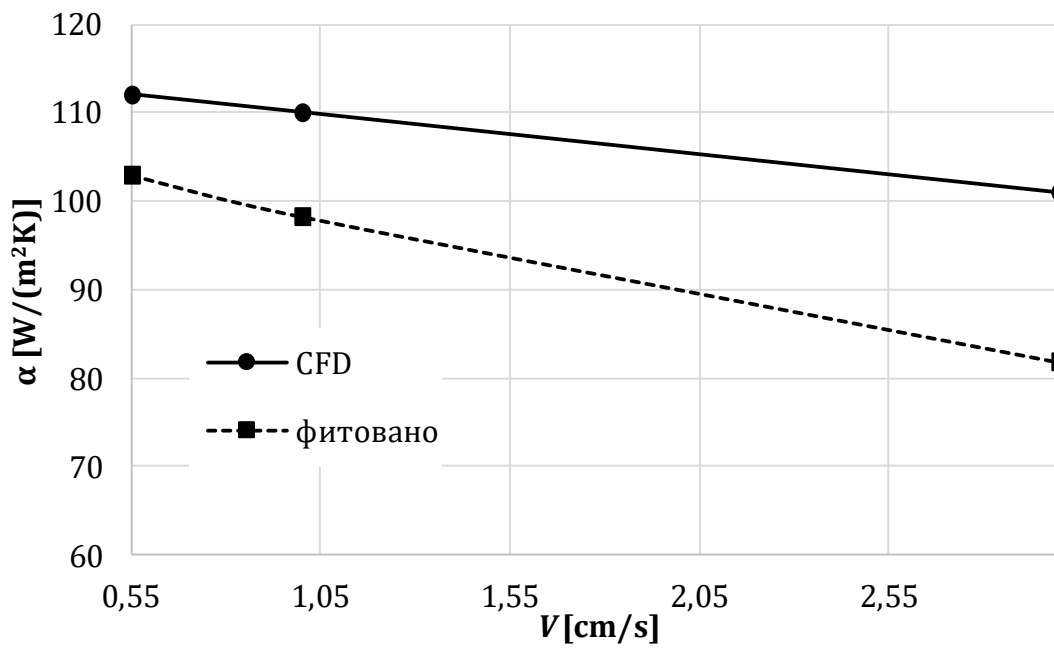


б) горња површина радијалног канала

Сл. П 4.3 – Утицај промене снаге губитака на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 60$ mm, $d = 3$ mm, V око 1,5 cm/s и $\vartheta_{ин} = 20^\circ$)

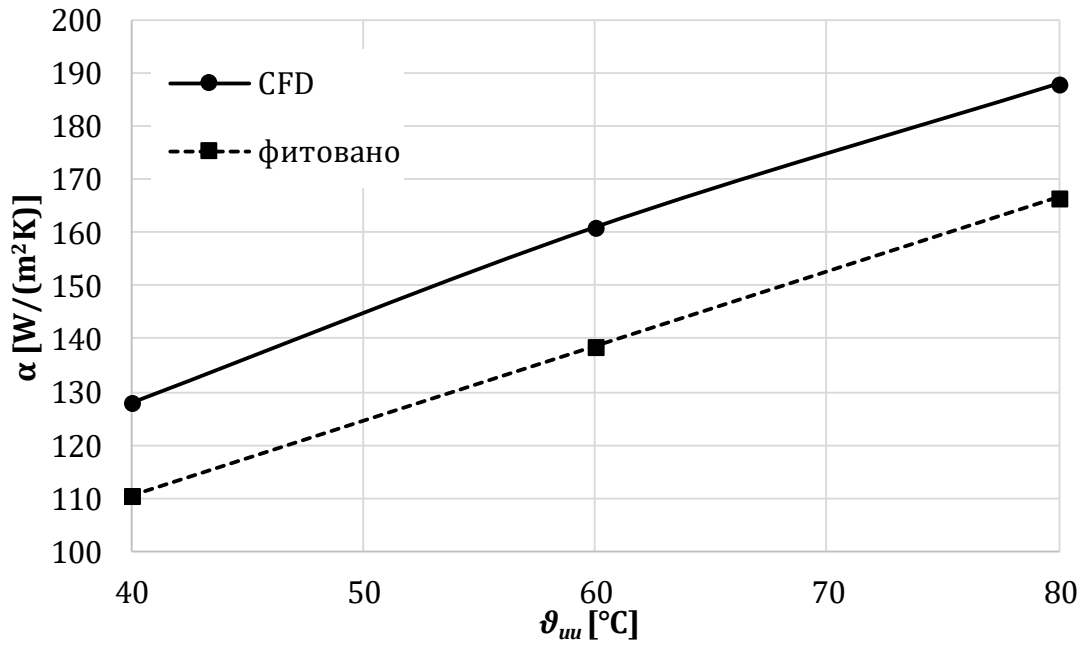


а) доња површина радијалног канала

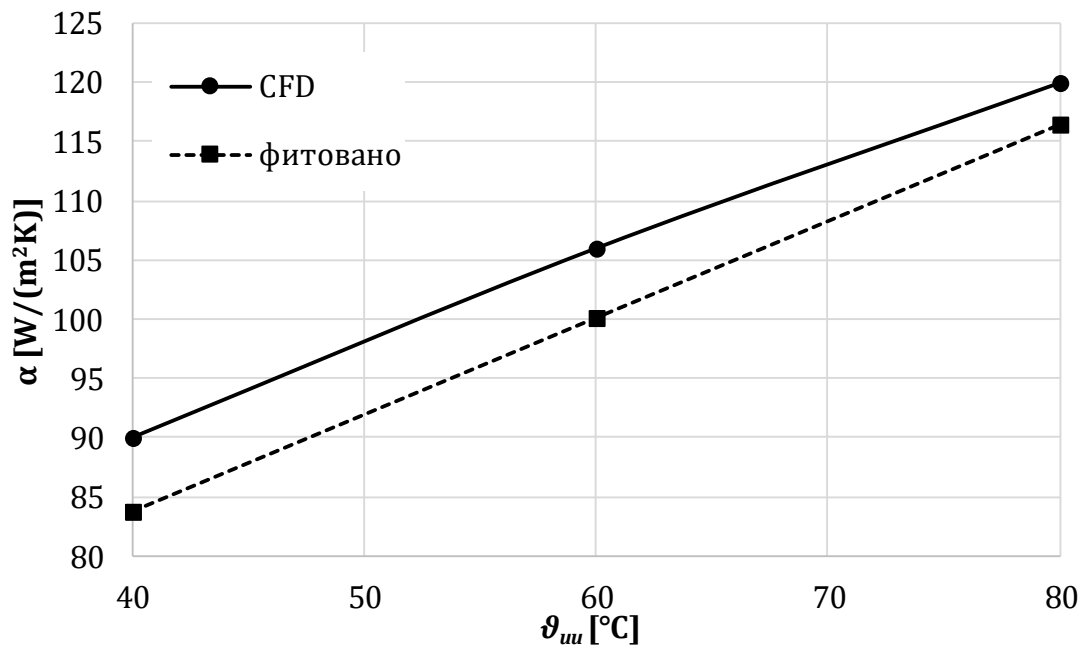


б) горња површина радијалног канала

Сл. П 4.4 – Утицај промене брзине уља на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 60$ mm, $d = 4$ mm, $P = 280$ W и $\mathcal{G}_{ин} = 80^\circ\text{C}$)



а) доња површина радијалног канала



б) горња површина радијалног канала

Сл. П 4.5 – Утицај промене улазне температуре уља на вредности коефицијента преласка топлоте струјањем (при $l = 20$ mm, $d = 3$ mm, $P = 50$ W и V око 1 cm/s)

П 5 Прилог 5 – Дефиниције карактеристичних бездимензионих параметара у механици флуида

У овој дисертацији, у изложеним математичким моделима без детаљног објашњења су коришћени су неки бездимензиони параметри чија је употреба уобичајена у анализи механике флуида.

У овом прилогу дат је преглед и физичка интерпретација параметара који су се појављивали у једначинама: Рејнолдсов број (*Reynolds number*), Нуселтов број (*Nusselt number*) и Прандтлов број (*Prandtl number*). У дефинисању наведених параметара у даљем тексту као литература коришћен је уџбеник [123].

П 5.1 Рејнолдсов број (*Reynolds number*) Re

Овај бездимензиони број описује природу струјања флуида. Физички, представља однос инерцијалних и вискозних сила у флуиду. Озборн Рејнолдс (*Osborne Reynolds*) је утврдио да промена природе струјања флуида из ламинарног у турбулентно (са прелазном облашћу између њих) не зависи само од брзине флуида (V), карактеристичне линеарне димензије⁵⁵ и физичких особина самог флуида (вискозности), већ њиховог међусобног односа:

$$Re = \frac{V \cdot L}{\nu}. \quad (\text{П5.1})$$

За струјање у цевима кружног попречног пресека утврђено је да је за вредности Re ниже од 2300, струјање флуида ламинарно. Вредности Re између 2300 и 4000 су карактеристичне за тзв. прелазну област, док се при Re вишим од 4000 стварају услови за појаву турбулентног струјања.

П 5.2 Нуселтов број (*Nusselt number*) Nu

Нуселтов број, физички, представља однос интензитета преноса топлоте струјањем и провођењем у граничном слоју флуида:

$$Nu_x = \frac{\alpha \cdot x}{\lambda}, \quad (\text{П5.2})$$

где је x удаљеност од уласка у канал. Вредност Nu_x је локална вредност на карактеристичној удаљености x од тачке у којој почиње пренос топлоте струјањем. Обично, у примењеном моделовању термичких процеса, користе се усредњене величине Нуселтовог броја:

$$\overline{Nu} = \frac{\bar{\alpha} \cdot L}{\lambda}, \quad (\text{П5.3})$$

где је L карактеристична дужина⁵⁶.

На основу вредности Nu , који је за различите случајеве у пракси описан као функција геометријских параметара, Рејнолдсовог и Прандтловог броја, у ДТХМ се одређују вредности КПТС.

П 5.3 Прандтлов број (*Prandtl number*) Pr

Прандтлов број је бездимензиона величина, дефинисана као однос кинематске вискозности (дифузије количине кретања, *momentum diffusion*) и термичке дифузије флуида:

⁵⁵ у случају цеви – хидраулички пречник цеви

⁵⁶ у случају цеви – хидраулички пречник цеви

$$Pr = \frac{\nu}{a}, \quad (\text{П5.4})$$

где је a коефицијент термичке дифузије дефинисан као:

$$a = \frac{\lambda}{\rho c_p}. \quad (\text{П5.5})$$

Pr , дакле, зависи само од параметара флуида и, у суштини, даје информацију о релативној дебљини граничног слоја.

П 5.4 Рејлијев број (*Rayleigh number*) Ra

Рејлијев број је бездимензиона величина којом се у анализи механике флуида описују појаве (струјање флуида и пренос топлоте струјањем) везане за природно струјање флуида. Ra је функција параметара флуида, температуре, карактеристичне дужине (L) и гравитационог убрзања (g):

$$Ra = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu \cdot a}, \quad (\text{П5.6})$$

где је β коефицијент запреминског ширења уља услед загревања.

Литература

- [1] IEC, *International Standard, IEC 60076-1 Power Transformers - Part 1: General*, IEC, 2011.
- [2] Electrical Engineering Portal, "Electrical Engineering Portal: An overview of Large Power Transformer - LPT (Characteristics, Costs and Pricing)," 30 December 2013. [Online]. Available: <https://electrical-engineering-portal.com/an-overview-of-large-power-transformer-lpt>. [Accessed 6 October 2022].
- [3] Siemens Press, "Worlds first 1,100 kV HVDC transformer: Siemens Press," 29 January 2018. [Online]. Available: <https://press.siemens.com/global/en/feature/worlds-first-1100-kv-hvdc-transformer>. [Accessed 6 October 2022].
- [4] Insider Inc. and finanzen.net GmbH, "Copper PRICE Today | Copper Spot Price Chart | Live Price of Copper per Ounce | Markets Insider," Insider Inc. and finanzen.net GmbH, [Online]. Available: <https://markets.businessinsider.com/commodities/copper-price>. [Accessed 9 August 2022].
- [5] Grand View Research, "Electrical Steel Market Size & Share Report, 2021-2028," grandviewresearch, 2021. [Online]. Available: <https://www.grandviewresearch.com/industry-analysis/electrical-steel-market>. [Accessed 12 December 2022].
- [6] EMC АД., "ТИ-001:2020 - Годишњи технички извештај," 2020. [Online]. Available: http://ems.rs/media/uploads/GTI_EMS_AD_2020_Za_objavljivanje.pdf. [Accessed 20 Септембар 2022].
- [7] ЕПС, ЈП Електропривреда Србије, "Електропривреда Србије Технички годишњак," 2019. [Online]. Available: https://www.eps.rs/cir/SiteAssets/Pages/tehnicki-izvestaji/TEH_Godisnjak2019_web_s.pdf. [Accessed 21 Септембар 2022].
- [8] S. V. Kulkarni and S. A. Khaparde, *Transformer engineering: Design, technology, and diagnostics*, Boca Raton, FL: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2013.
- [9] R. M. D. Vecchio, B. Poulin, P. T. Feghali, D. M. Shah and R. Ahuja, *Design Principles: With Applications to Core-Form Power Transformers 1st Edition*, Boca Raton London New York Washington, D.C.: CRC PRESS, 2002.
- [10] Hitachi Energy, "HiDry dry-type transformers (> 40.5 kV) | Hitachi Energy," 2023. [Online]. Available: <https://www.hitachienergy.com/products-and-solutions/transformers/distribution-transformers/dry-type-transformers/hidry-dry-type-transformers-40-5-kv>. [Accessed 19 2 2023].
- [11] IEC, *International Standard, IEC 60076-2, Power transformers – Part 2: Temperature rise for liquid-immersed transformers*, IEC, 2011.
- [12] IEC, *International Standard, IEC 60076-7 Power transformers - Part 7: Loading guide for mineral-oil-immersed power transformers*, IEC, 2018.
- [13] Z. Radaković and M. Šorgić, "Wirtschaftliche Betrachtung der thermischen Auslegung von ölkühlten Leistungstransformatoren," *Elektrizitätswirtschaft*, vol. 107, no. 15, pp. 32-38, 2008.

- [14] F. Torriano, H. Campelo, M. Quintela, P. Labbé and P. Picher, "Numerical and experimental thermofluid investigation of different disc-type power transformer winding arrangements," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 69, p. 62–72, 2018.
- [15] CIGRE (International council on large electric systems) WG A2.38, *Transformer thermal modeling*, 2015.
- [16] H. M. R. Campelo, L. F. Braña and X. M. Lopez-Fernandez, "Thermal Hydraulic Network Modelling Performance in Real Core Type Transformers," in *2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Berlin, Germany, 2014.
- [17] "HoST Calculus," [Online]. Available: <https://hostcalculus.com/>. [Accessed 9 September 2022].
- [18] K. Karsai, K. Kerényi and L. Kiss, *Large Power Transformers*, Oxford, United Kingdom: ELSEVIER SCIENCE & TECHNOLOGY, 1987.
- [19] ABB, "ABB achieves breakthrough with world's most powerful HVDC transformer," [Online]. Available: <https://new.abb.com/news/detail/2718/ABB-achieves-breakthrough-with-worlds-most-powerful-hvdc-transformer>. [Accessed 26 2 2023].
- [20] Ђ. Калић and P. Радосављевић, *Трансформатори*, Београд: Завод за уџбенике и наставна средства, 2001.
- [21] J. V. Surutka, "Elektromagnetska indukcija - kvazistacionarno elektromagnetsko polje," in *Elektromagnetika, osmo izdanje*, Београд, Akademska misao, 2006, pp. 417-421.
- [22] Energy News Events, S.L., "Spain will have the world's largest high voltage dry type transformer - Energy News," *Energy News*, 9 July 2015. [Online]. Available: <https://www.energynews.es/en/spain-will-have-the-worlds-largest-high-voltage-dry-type-transformer/>. [Accessed 27 December 2022].
- [23] United States Environmental Protection Agency, "Sulfur Hexafluoride (SF6) Basics," United States Environmental Protection Agency, 24 September 2022. [Online]. Available: <https://www.epa.gov/eps-partnership/sulfur-hexafluoride-sf6-basics>. [Accessed 27 December 2022].
- [24] DuPont, "Nomex," DuPont, [Online]. Available: <https://www.dupont.com/brands/nomex.html>. [Accessed 23 December 2022].
- [25] FEROKOTAO Ltd., "CORRUGATED WALL TANKS FOR DISTRIBUTION TRANSFORMERS – FEROKOTAO Ltd.," FEROKOTAO Ltd., [Online]. Available: <https://www.ferokotao.hr/en/corrugated-wall-tanks-for-distribution-transformers/>. [Accessed 23 December 2022].
- [26] TTP Technologies Pvt. Ltd., "TTP Technologies," [Online]. Available: <https://www.ttpradiators.com/Header-Type-Radiator.html>. [Accessed 23 December 2022].
- [27] Kelvion Holding GmbH, "Products | Kelvion," [Online]. Available: <https://www.kelvion.com/products/>. [Accessed 23 December 2022].
- [28] Nynas AB, "NYTRO 4000X," Nynas AB, [Online]. Available: <https://www.nynas.com/en/products/transformer-oils/products/nytro-4000x/>. [Accessed 23 December 2022].

- [29] Nynas AB, "NYTRO Libra," Nynas AB, [Online]. Available: <https://www.nynas.com/en/products/transformer-oils/products/nytro-libra/>. [Accessed 23 December 2022].
- [30] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman and A. S. Lavine, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer* 6th Edition, New York: John Wiley & Sons, 2006.
- [31] Z. Radakovic, U. Radoman, G. Klasnic and R. Matic, "Cold start-up and loading of oil immersed power transformers at extreme ambient temperatures," in *47. CIGRE session*, Paris, France, 2018.
- [32] F. Bachinger and P. Hamberger, "Thermal measurement of an ester-filled power transformer at ultralow temperatures: steady state," in *4th International Colloquium "Transformer Research and Asset Management"*, Pula, Croatia, 2017.
- [33] S. P. Moore, W. Wangard, K. J. Rapp, D. L. Woods and R. M. Del Vecchio, "Cold start of a 240-MVA generator step-up transformer filled with natural ester fluid," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 30, no. 1, pp. 256-263, 2015.
- [34] COMSOL AB, *COMSOL Multiphysics® v. 6.0.*, Stockholm, Sweden.: www.comsol.com..
- [35] D. C. Meeker, *Finite Element Method Magnetics, Version 4.2 (28Feb2018 Build)*, <https://www.femm.info>.
- [36] M. J. Turner, R. W. Clough, H. V. Martin and L. J. Topp, "Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures," *Journal of the Aeronautical Sciences*, vol. 23, no. 9, pp. 805-854, 1956.
- [37] R. K. Rajput, *Engineering Thermodynamics, SI Units Version, 3rd Edition*, New Delhi, Boston, USA: Laxmi Publications pvt Ltd, 2010.
- [38] Z. Radakovic, "Numerical Determination of Characteristic Temperatures in Directly Loaded Power Oil Transformer," *The European Transactions on Electrical Power*, vol. 13, no. 1, pp. 47-54, 2003.
- [39] A. J. Oliver, "Estimation of transformer winding temperatures and coolant flows using a general network method," *IEE Proceedings C (Generation, Transmission and Distribution)*, vol. 127, no. 6, pp. 395-405, 1980.
- [40] J. Zhang and X. Li, "Coolant flow distribution and pressure loss in ONAN transformer windings. Part I: Theory and model development," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 19, no. 1, pp. 186-193, 2004.
- [41] J. Zhang and X. Li, "Oil cooling for disk-type transformer windings-part 1: theory and model development," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 21, no. 3, pp. 1318-1325, 2006.
- [42] A. Weinfläder, W. Wu, S. Tenbohlen and Z. Wang, "Prediction of the oil flow distribution in oil-immersed transformer windings by network modelling and computational fluid dynamics," *IET Electric Power Applications*, vol. 6, no. 2, pp. 82-90, 2012.
- [43] S. Tenbohlen, N. Schmidt, C. Breuer, S. Khandan and R. Lebreton, "Investigation of Thermal Behavior of an Oil-Directed Cooled Transformer Winding," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 33, no. 3, pp. 1091-1098, 2017.
- [44] M.-g. Kim, S. M. Cho and J.-K. Kim, "Prediction and evaluation of the cooling performance of radiators used in oil-filled power transformer applications with non-direct and direct-oil-forced flow," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 44, pp. 392-397, 2013.

- [45] W. Van der Veken, S. Paramane, R. Mertens, V. Chandak and J. Coddé, "Increased Efficiency of Thermal Calculations via the Development of a Full Thermohydraulic Radiator Model," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 31, no. 4, pp. 1473-1481, 2015.
- [46] J. Coddé, M. Baelmans and W. Van der Veken, "Improvements in heat transfer network modeling for oil-cooled power transformer winding," in *11th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics*, 2015.
- [47] J. Coddé, W. Van der Veken and M. Baelmans, "Assessment of a hydraulic network model for zig-zag cooled power transformer windings," *Applied Thermal Engineering*, vol. 80, pp. 220-228, 2015.
- [48] C.-O. Olsson, "Prediction of Nusselt Number and Flow Rate of Buoyancy Driven Flow Between Vertical Parallel Plates," *Journal of Heat Transfer*, vol. 126, no. 1, pp. 97-104, 2004.
- [49] Y. S. Muzychka and M. M. Yovanovich, "Laminar Forced Convection Heat Transfer in the Combined Entry Region of Non-Circular Ducts," *Journal of Heat Transfer*, vol. 126, no. 1, pp. 54-61, 2004.
- [50] I. E. Idelchik, *Handbook of Hydraulic Resistances 3rd Edition*, Boca Raton, FL, USA: CRC, 1994.
- [51] V. D. Đorđević, *Dinamika jednodimenzionih strujanja fluida, četvrto izdanje*, Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2005.
- [52] J. Zhang and X. Li, "Analysis for oil thermosyphon circulation and winding temperature in ON transformers," in *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, 2007.
- [53] Z. R. Radakovic and M. S. Sorgic, "Basics of Detailed Thermal-Hydraulic Model for Thermal Design of Oil Power Transformers," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 25, no. 2, pp. 790-802, 2010.
- [54] W. Seitlinger, "Method and arrangement for ascertaining state variables". US Patent 6 609 079 B1, 6 May 1999.
- [55] W. Seitlinger, "A thermo-hydraulic transformer model," in *Conference of electrical power supply industry (CEPSI)*, Manila, Philippines, 2000.
- [56] W. Van der Veken, J. Declercq, M. Baelmans and S. Van Mileghem, "New perspectives to overloading with accurate modeling of thermal transients in Oil-Immersed power transformers," in *Conference: Transmission and Distribution Conference and Exposition, 2001 IEEE/PES Volume: 1*, Atlanta, GA, USA, 2001.
- [57] D. Feng, L. Yang, L. Zhou, R. Liao and X. Chen, "Effect of Oil-Paper-Pressboard Mass Ratio on Furfural Content in Transformer Oil," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 26, no. 4, pp. 1308-1315, 2019.
- [58] IEEE, *IEEE guide for Loading Mineral-Oil-Immersed Transformers, IEEE Std C57.91-2011*, 2012.
- [59] A. M. Emsley, "The kinetics and mechanisms of degradation of cellulosic insulation in power transformers," *Polymer Degradation and Stability*, vol. 44, no. 3, pp. 343-349, 1994.
- [60] A. M. Emsley, X. Xiao, R. J. Heywood and M. Ali, "Degradation of cellulosic insulation in power transformers. Part 3: Effects of oxygen and water on ageing in oil," *IEE Proceedings - Science, Measurement and Technology*, vol. 147, no. 3, p. 115-119, 2000.

- [61] A. Ekenstam, "The behavior of cellulose in mineral acid solutions: kinetic study of the decomposition of cellulose in acid solutions," *Berichte der deutschen chemischen Gesellschaft*, vol. 69, p. 553–559, 1936.
- [62] R. Gilbert, J. Jalbert, P. Tétreault, B. Morin and Y. Denos, "Kinetics of the production of chain-end groups and methanol from the depolymerization of cellulose during the ageing of paper/oil systems. Part 1: Standard wood kraft insulation," *Cellulose*, vol. 16, no. 2, p. 327–338, 2009.
- [63] D. Mihajlovic, V. Ivancevic, V. Vasovic and J. Lukic, "Cellulose Degradation and Transformer Fault Detection by the Application of Integrated Analyses of Gases and Low Molecular Weight Alcohols Dissolved in Mineral Oil," *Energies*, vol. 15, no. 15, p. 5669, 2022.
- [64] O. H. Arroyo Fernández, I. Fofana, J. Jalbert, S. Gagnon, E. Rodriguez-Celis, S. Duchesne and M. Ryadi, "Aging Characterization of Electrical Insulation Papers Impregnated with Synthetic Ester and Mineral Oil: Correlations Between Mechanical Properties, Depolymerization and Some Chemical Markers," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 25, no. 1, pp. 217-227, 2018.
- [65] CIGRE, *CIGRE Technical Brochure*, "Aging of solid insulation," no. 323, 2007.
- [66] CIGRE, *CIGRE Technical Brochure Furanic compounds for diagnosis* no. 494, 2012.
- [67] T. K. Saha, "Review of modern diagnostic techniques for assessing insulation condition in aged transformers," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 10, no. 5, pp. 903-917, 2003.
- [68] S. Arrhenius, "Über die Reaktionsgeschwindigkeit bei der Inversion von Rohrzucker durch Säuren," *Zeitschrift für Physikalische Chemie*, vol. 4, p. 226–248, 1889.
- [69] N. Lelekakis, D. Martin and J. Wijaya, "Ageing rate of paper insulation used in power transformers Part 1: Oil/paper system with low oxygen concentration," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 19, no. 6, pp. 1999-2008, 2012.
- [70] N. Lelekakis, D. Martin and J. Wijaya, "Ageing rate of paper insulation used in power transformers Part 2: Oil/paper system with medium and high oxygen concentration," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 19, no. 6, pp. 2009-2018, 2012.
- [71] N. Lelekakis, J. Wijaya, D. Martin, T. Saha, D. Susa and C. Krause, "Aging rate of grade 3 presspaper insulation used in power transformers," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 21, no. 5, pp. 2355-2362, 2014.
- [72] D. Martin, Y. Cui, C. Ekanayake, H. Ma and T. Saha, "An Updated Model to Determine the Life Remaining of Transformer Insulation," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 30, no. 1, pp. 395-402, 2015.
- [73] Н. Илић, Ј. Лукић, З. Радаковић, У. Радоман, Д. Радић and Д. Милосављевић, "Концепт експеримента за убрзано старење изолације и конструкција," in *32. Саветовање CIGRE Србија*, Златибор, 2015.
- [74] Б. Пејовић, Н. Илић, З. Радаковић, У. Радоман, Д. Радић and Ж. Живковић, "Резултати фабричких испитивања и корекција конструкције наменског трансформатора за испитивање убрзаног старења чврсте изолације," in *32. Саветовање CIGRE Србија*, Златибор, 2015.

- [75] V. Vasovic, J. Lukic, D. Mihajlovic, B. Pejovic, Z. Radakovic, U. Radoman and A. Orlovic, "Aging of Transformer Insulation - Experimental Transformers and Laboratory Models with Different Moisture Contents: Part I – DP and Furans Aging Profiles," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 26, no. 6, pp. 1840-1846, 2019.
- [76] V. Vasovic, J. Lukic, D. Mihajlovic, B. Pejovic, M. Milovanovic, U. Radoman and Z. Radakovic, "Aging of Transformer Insulation of Experimental Transformers and Laboratory Models with Different Moisture Contents: Part II – Moisture Distribution and Aging Kinetics," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 26, no. 6, pp. 1847-1852, 2019.
- [77] W. H. Bartley, *Life Cycle Management of Utility Transformer Assets, Tech. Rep., presented at Breakthrough Asset Management for the Restructured Power Industry*, Salt Lake City, Utah: Hartford Steam Boiler, 2002.
- [78] L. Cheim, D. Platts, T. Prevost and S. Xu, "Furan analysis for liquid power transformers," *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 28, no. 2, pp. 8-21, 2012.
- [79] IEC, *IEC Standard 60814 Insulating liquids – Oil-impregnated paper and pressboard - Determination of water by automatic coulometric Karl Fischer titration*, 1997.
- [80] IEC, *Insulating liquids – Oil-impregnated paper and pressboard - Determination of water by automatic coulometric Karl Fischer titration, IEC Standard 60814*, 1997.
- [81] P. Przybylek, "The influence of temperature and aging of cellulose on water distribution in oil-paper insulation," *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, vol. 20, no. 2, pp. 552-556, 2013.
- [82] CIGRE, *CIGRE Technical Brochure, "Moisture equilibrium and moisture migration within Transformer insulation systems"*, no.349, 2008.
- [83] Microsoft Corporation, *The Microsoft Office 2007, Microsoft Excel, Solver Add-in*.
- [84] L. E. Lundgaard, W. Hansen, D. Linhjell and T. J. Painter, "Aging of oil-impregnated paper in power transformers," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 19, no. 1, pp. 230-239, 2004.
- [85] Z. Radaković, U. Radoman and P. Kostić, "Decomposition of the Hot-Spot Factor," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 30, no. 1, pp. 403-411, 2015.
- [86] EPS, "Bajina basta info," [Online]. Available: <https://www.eps.rs/lat/dlhe/Stranice/HE-Bajina-Basta.aspx>.
- [87] Shell, [Online]. Available: <http://www.roghanonline.com/Data-Sheet/Shell-Diala-D.pdf>. [Accessed 2022 December 22].
- [88] A. W. Badar, R. Buchholz, Y. Lou and F. Ziegler, "CFD based analysis of flow distribution in a coaxial vacuum tube solar collector with laminar flow conditions," *International Journal of Energy and Environmental Engineering*, vol. 3, no. 24, 2012.
- [89] W. Wu, Z. D. Wang, A. Revell, H. Iacovides and P. Jarman, "Computational fluid dynamics calibration for network modelling of transformer cooling oil flows – Part I heat transfer in oil ducts," *IET Electric Power Applications*, vol. 6, no. 1, pp. 19-27, 2012.

- [90] W. Wu, Z. D. Wang, A. Revell and P. Jarman, "Computational fluid dynamics calibration for network modelling of transformer cooling flows – Part II: pressure loss at junction nodes," *IET Electric Power Applications*, vol. 6, no. 1, pp. 28-34, 2012.
- [91] S. B. Paramane, W. Van der Veken and A. Sharma, "A coupled internal–external flow and conjugate heat transfer simulations and experiments on radiators of a transformer," *Applied Thermal Engineering*, vol. 103, pp. 961-970, 2016.
- [92] G. R. Rodriguez, L. Garelli, M. Storti, D. Granata, M. Amadei and M. Rossetti, "Numerical and experimental thermo-fluid dynamic analysis of a power transformer working in ONAN mode," *Applied Thermal Engineering*, vol. 112, pp. 1271-1280, 2017.
- [93] D. Rogora, S. Nazzari, U. Radoman and Z. Radakovic, "Experimental Research on the Characteristics of Radiator Batteries of Oil Immersed Power Transformers," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 35, no. 2, pp. 725-734, 2020.
- [94] Tamini Trasformatori S.r.l., "Tamini," [Online]. Available: <http://www.tamini.it/>. [Accessed 2 December 2022].
- [95] P. Jarman, X. Zhang, M. Daghrah, Z. Wang, Q. Liu, P. Dyer, A. Gyore, P. W. R. Smith, P. Mavrommatis, M. Negro and D. Walker, "Uneven liquid flow distribution in radial ducts in transformer winding cooling systems shown by CFD and experimental measurements," in *Conference: CIGRE Paris Session 2018*, Paris , 2018.
- [96] X. Zhang and Z. Wang, "Assessment of Hydraulic Network Models in Predicting Reverse Flows in OD Cooled Disc Type Transformer Windings," *IEEE Access*, vol. 7, pp. 139249-139257, 2019.
- [97] A. Popović, U. Radoman and Z. Radaković, "Pojava inverznog smera strujanja ulja u namotajima sa barijerama i njegov uticaj na faktor najtoplije tačke u energetskim uljnim transformatorima," in *VII Savjetovanje CG KO CIGRE*, Bečići, 2021.
- [98] X. Zhang, Q. Liu, Z. Wang and M. Wilkinson, "Comparisons of transformer thermal behaviours between conventional disc type and S disc type windings," *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol. 16, no. 4, pp. 703-714, 2022.
- [99] X. Zhang, Z. Wang, Q. Liu, P. Jarman and M. Negro, "Numerical investigation of oil flow and temperature distributions for ON transformer windings," *Applied Thermal Engineering*, vol. 130, pp. 1-9, 2018.
- [100] U. Radoman, Z. Radaković, A. Jovanović and P. Nikolić, "Metoda za procenu opteretljivosti transformatora usled zaprljanja shell-and-tube kompaktnih hladnjaka," in *33 savetovanje Cigre Srbija*, Zlatibor, 2017.
- [101] H. Al-Haj Ibrahim, "Fouling in Heat Exchangers," in *MATLAB - A Fundamental Tool for Scientific Computing and Engineering Applications - Volume 3*, London, United Kingdom, IntechOpen, 2012, pp. 57-96.
- [102] H. Müller-Steinhagen, M. R. Malayeri and A. P. Watkinson, "Fouling of Heat Exchangers-New Approaches to Solve an Old Problem H. , M. R. & A. P.," *Heat Transfer Engineering*, vol. 26, no. 1, pp. 1-4, 2005.
- [103] Z. Radaković and A. Popović, "Variation of steady-state thermal characteristics of transformers with OFWF cooling in service," *Electric Power Components & Systems*, vol. 31, no. 8, pp. 817-829, 2003.

- [104] E. Diaz-Bejarano, F. Coletti and S. Macchietto, "Modeling and Prediction of Shell-Side Fouling in Shell-and-Tube Heat Exchangers," *Heat Transfer Engineering*, vol. 40, no. 11, pp. 845-861, 2018.
- [105] N. Epstein, "Thinking about Heat Transfer Fouling: A 5×5 Matrix," *Heat Transfer Engineering*, vol. 4, no. 1, pp. 43-56, 1983.
- [106] H. Müller-Steinhagen, "Chapter C4: Fouling of heat exchanger surfaces," in *VDI Heat Atlas*, Berlin, Heidelberg, Springer-Verlag, 2010, pp. 79-104.
- [107] S. P. Moore, W. Wangard, K. J. Rapp, D. L. Woods and R. M. Del Vecchio, "Cold Start of a 240-MVA Generator Step-Up Transformer Filled With Natural Ester Fluid," *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 30, no. 1, pp. 256-263, 2015.
- [108] Z. Radakovic, U. Radoman, G. Klasnic and R. Matic, "Cold start-up and loading of oil immersed power transformers," in *47. CIGRE session*, Paris, 2018.
- [109] L. F. Melo and T. R. Bott, "Biofouling in Water Systems," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 14, no. 4, pp. 375-381, 1997.
- [110] R. B. Ritter, "Crystalline Fouling Studies," *ASME Journal of Heat Transfer*, vol. 105, no. 2, pp. 374-378, 1983.
- [111] M. Bohnet, "Fouling of Heat Transfer Surfaces," *Chemical Engineering & Technology*, vol. 10, pp. 113-125, 1987.
- [112] E. F. C. Somerscales, "Fundamentals of corrosion fouling," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 14, no. 4, pp. 335-355, 1997.
- [113] S. Sundar, M. C. Rajagopal, H. Zhao, G. Kuntumalla, Y. Meng, H. C. Chang, C. Shao, P. Ferreira, N. Miljkovic, S. Sinha and S. Salapaka, "Fouling modeling and prediction approach for heat exchangers using deep learning," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 159, p. 120112, 2020.
- [114] V. R. Radhakrishnan, M. Ramasamy, H. Zabiri, V. Do Thanh, N. M. Tahir, H. Mukhtar, M. R. Hamdi and N. Ramli, "Heat exchanger fouling model and preventive maintenance scheduling tool," *Applied Thermal Engineering*, vol. 27, no. 17-18, pp. 2791-2802, 2007.
- [115] T. J. Rabas, C. B. Panchal, D. S. Sasser and R. Schaefer, "Comparison of River-Water Fouling Rates for Spirally Indented and Plain Tubes," *Heat Transfer Engineering*, vol. 14, no. 4, pp. 58-73, 1993.
- [116] V. Gnielinski, "New Equations for Heat and Mass Transfer in Turbulent Pipe and Channel Flow," *International Chemical Engineering*, vol. 16, no. 2, pp. 359-368, 1976.
- [117] B. S. Petukhov, "Heat transfer and friction in turbulent pipe flow with variable physical properties," in *Advances in Heat Transfer*, New York, Elsevier, 1970, pp. 503-564.
- [118] A. Žukauskas, "Heat transfer from tubes in crossflow," in *Advances in Heat Transfer*, New York, Elsevier, 1972, pp. 93-160.
- [119] P. F. Verhulst, "Recherches mathématiques sur la loi d'accroissement de la population," *L'Académie Royale de Bruxelles et de L'Université Louvain*, vol. 18, pp. 1-42, 1845.
- [120] J. F. Van Impe, B. M. Nicolai, T. Martens, J. De Baerdemaeker and J. Vandewalle, "Dynamic mathematical model to predict microbial growth and inactivation during food processing," *Applied and Environmental Microbiology*, vol. 58, no. 9, pp. 2901-9, 1992.

- [121] E. Pelinovsky, M. Kokoulina, A. Epifanova, A. Kurkin, O. Kurkina, M. Tang, E. Macau and M. Kirillin, "Gompertz model in COVID-19 spreading simulation," *Chaos Solitons Fractals*, vol. 154, 2021.
- [122] C. Vaghi, A. Rodallec, R. Fanciullino, J. Ciccolini, J. P. Mochel, M. Matri, C. Poignard, J. M. L. Ebo and S. Benzekry, "Population modeling of tumor growth curves and the reduced Gompertz model improve prediction of the age of experimental tumors," *PLOS Computational Biology*, vol. 16, no. 2, 2020.
- [123] C. Crnojević, *Mehanika fluida - 2. dopunjeno izd.*, Beograd: Mašinski fakultet Univerziteta u Beogradu, 2015.

Биографија аутора

Урош Н. Радоман, рођен је 17. 6. 1987. у Београду, СР Србија, СФРЈ.

Основну школу „Ђуро Стругар“, на Новом Београду, завршио је школске 2001/2002. године као носилац Вукове дипломе.

Земунску Гимназију завршио је школске 2005/2006 са одличним успехом.

Упоредно је завршио нижу и средњу музичку школу „Коста Манојловић“ у Земуну.

Електротехнички факултет Универзитета у Београду уписао је школске 2006/2007. године. Дипломирао је октобра 2012. године, на смеру Енергетски претварачи и погони, са просечном оценом 8,74. Дипломски рад „Пројектовање машина за обновљиве изворе енергије“ одбранио је, са оценом 10, код ментора проф. др Слободана Вукосавића.

Мастер студије уписао је школске 2012/2013. године, на модулу Енергетски претварачи и погони. Мастер студије завршио је септембра 2014. са просечном оценом 9,83. Мастер рад „Моделовање прелазних термичких процеса код енергетских уљних трансформатора са регулатором напона“ одбранио је, са оценом 10, код ментора проф. др Зорана Радаковића.

Докторске студије уписао је школске 2014/2015. године, на модулу Енергетски претварачи и погони. Положио је све испите на докторским студијама, са просечном оценом 10.

Коаутор је 5 радова у међународним часописима са SCI листе, 8 радова на међународним конференцијама и 6 радова на домаћим конференцијама.

Од 2013. до 2022. године био је запослен као истраживач на Електротехничком факултету Универзитета у Београду, на пројекту технолошког развоја ТР33024 Министарства просвете, науке и технолошког развоја и на основу уговора 451-03-68/2022-14/200103 са Министарством просвете, науке и технолошког развоја. Његов истраживачки рад усмерен је на моделовање термичких процеса у енергетици, пре свега на развој детаљног термо-хидрауличког модела енергетских трансформатора и рачунарског програма заснованог на овом моделу. Такође, бавио се истраживањима на тему анализе и прорачуна расподеле електромагнетског поља и губитака у енергетским трансформаторима, као и FEM/CFD анализом топлотних и електромагнетских појава. Осим тога, у току истраживања и студија бавио се и обновљивим изворима енергије, енергетском електроником и квалитетом електричне енергије. Учествовао је у више научних и комерцијалних пројеката у земљи и иностранству.

Изјава о ауторству

Име и презиме аутора Урош Радоман

Број индекса 2014/5017

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

**Унапређење детаљног термо-хидрауличког модела енергетских уљних трансформатора
и проширење спектра његових примена**

- 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.

У Београду, 4. маја 2023.

Потпис аутора
Урош Радоман

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Урош Радоман
Број индекса 2014/5017
Студијски програм Енергетски претварачи и погони
Наслов рада Унапређење детаљног термо-хидрауличког модела енергетских
уљних трансформатора и проширење спектра његових примена
Ментор др Зоран Радаковић, редовни професор

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.

У Београду, 4. маја 2023.

Потпис аутора
Урош Радоман

Изјава о коришћењу

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

Унапређење детаљног термо-хидрауличког модела енергетских уљних трансформатора и проширење спектра његових примена

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).

У Београду, 4. маја 2023.

Потпис аутора

Урош Роговић

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.