

УНИВЕРЗИТЕТ У ПРИШТИНИ
СА ПРИВРЕМЕНИМ СЕДИШТЕМ У
КОСОВСКОЈ МИТРОВИЦИ

ФАКУЛТЕТ ТЕХНИЧКИХ НАУКА

Бојан Д. Перовић

**МОДЕЛИРАЊЕ УТИЦАЈА УГЛА
ИНКЛИНАЦИЈЕ НА ЕНЕРГЕТСКУ
ЕФИКАСНОСТ ФОТОНАПОНСКИХ
МОДУЛА ПРИМЕНОМ
ЕМПИРИЈСКИХ КОРЕЛАЦИЈА**

Докторска дисертација

Косовска Митровица, 2018.

UNIVERSITY OF PRIŠTINA
IN KOSOVSKA MITROVICA

FACULTY OF TECHNICAL SCIENCES

Bojan D. Perović

**MODELLING THE EFFECT OF THE
INCLINATION ANGLE ON THE
EFFICIENCY OF PHOTOVOLTAIC
MODULES USING EMPIRICAL
CORRELATIONS**

Doctoral Dissertation

Kosovska Mitrovica, 2018

Идентификациона страница докторске дисертације

<i>I Аутор</i>	
Име и презиме:	Бојан Д. Перовић
Датум и место рођења:	04.11.1988. године, Прелез
Садашње запослење:	Асистент на Катедри за електроенергетику Факултета техничких наука Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици
<i>II Докторска дисертација</i>	
Наслов:	Моделирање утицаја угла инклинације на енергетску ефикасност фотонапонских модула применом емпиријских корелација
Број страница:	195
Број слика:	71
Број библиографских података:	143
Установа и место где је рад израђен:	Универзитет у Приштини, Факултет техничких наука у Косовској Митровици
Научна област (УДК):	621.311.243:536.242(043.3)
Ментор:	Др Дардан Климента, ред. проф. Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици
<i>III Оцена и одбрана</i>	
Датум пријаве теме:	22.09.2016. године
Број одлуке и датум прихватања докторске дисертације:	549/1 од 30.05.2018. године
Комисија за оцену подобности теме и кандидата:	<ol style="list-style-type: none">1. Др Мирољуб Јевтић, ред. проф. Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици, председник2. Др Дардан Климента, ред. проф. Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици, ментор3. Др Јордан Радосављевић, ванр. проф. Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици, члан
Комисија за оцену и одбрану докторске дисертације:	<ol style="list-style-type: none">1. Др Драган Тасић, ред. проф. Универзитета у Нишу, председник2. Др Дардан Климента, ред. проф. Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици, ментор3. Др Јордан Радосављевић, ванр. проф. Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици, члан4. Др Андрија Сарић, ред. проф. Универзитета у Новом Саду, члан5. Др Милан Ђорђевић, доцент Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици, члан
Датум одбране дисертације:	07.06.2018.

МОДЕЛИРАЊЕ УТИЦАЈА УГЛА ИНКЛИНАЦИЈЕ НА ЕНЕРГЕТСКУ ЕФИКАСНОСТ ФОТОНАПОНСКИХ МОДУЛА ПРИМЕНОМ ЕМПИРИЈСКИХ КОРЕЛАЦИЈА

Резиме

У овој дисертацији предложен је аналитички модел за прорачун температуре и анализу перформанси фотонапонских (PV) модула који узима у обзир метеоролошке услове, као и положај и техничке карактеристике PV модула. Модел важи за стационарне режиме рада и заснива се на једначини закона о одржању енергије у којој су природна и принудна конвекција моделиране новим емпиријским корелацијама. Ове корелације могу се применити за било који угао инклинације PV модула и разматране вредности *Prandtl*-овог броја, што их чини јединственим у техници. Осим тога, предложене корелације укључују могућност појаве сепарације граничног слоја флуида од површине PV модула. Такође, узет је у обзир и утицај угла између правца брзине ветра и равни PV модула, који се обично занемарује код моделирања принудне конвекције. На тај начин, омогућена је врло прецизна процена температуре PV модула, а тиме и снаге и ефикасности који зависе од температуре за све метеоролошке услове и положаје у којима се PV модули обично експлоатишу. За четири конкретна PV модула, утврђено је да се температуре добијене помоћу предложеног модела добро подударују с њима одговарајућим измереним вредностима. У поређењу с другим моделима који се уобичајено користе за термичку анализу PV модула, предложени модел дао је боље резултате. На крају је, помоћу предложеног модела, анализиран утицај различитих параметара (брзине ветра, соларне ирадијансе, температуре амбијента и угла инклинације) на температуру, снагу и ефикасност PV модула. Показано је како перформансе силицијумских PV модула зависе од датих параметара, и предложени су једноставни изрази за прорачун температуре силицијумских PV модула у функцији од тих параметара.

Кључне речи: аналитички модел, емпиријска корелација, енергетска ефикасност, PV модул, температура, угао инклинације

MODELLING THE EFFECT OF THE INCLINATION ANGLE ON THE EFFICIENCY OF PHOTOVOLTAIC MODULES USING EMPIRICAL CORRELATIONS

Abstract:

This dissertation proposes an analytical model for estimation of the temperature and for analysis of the performance of photovoltaic (PV) modules, which takes into consideration meteorological conditions, as well as the position and technical characteristics of PV modules. The model is valid for the steady-state operating regime and is based on the energy balance equation in which natural and forced convections are modeled by new empirical correlations. These correlations can be applied to any angle of inclination of the PV module and any value of the Prandtl number, which makes them unique in the technics. In addition, the suggested correlations include the possibility of occurrence of the flow separation along the surfaces of the PV module. The effect of the angle between the wind direction and the PV module plane, which is usually ignored in the modeling of forced convection, is also taken into consideration. In this manner, it is possible to precisely estimate the temperature of PV modules, as well as the power and efficiency which depend on the temperature for all meteorological conditions and positions in which the PV modules are usually exploited. For four particular PV modules, it is found that the temperatures obtained by the proposed model are in good agreement with the corresponding measured values. Compared to other models commonly used in the thermal analysis of PV modules, the proposed model has yielded better results. Finally, by means of the proposed model, the effects of different parameters (wind velocity, solar irradiance, ambient temperature and angle of inclination) on the temperature, power, and efficiency of the PV modules are analyzed. It is shown how the performance of the silicon PV modules depends on the given parameters, whereas simple expressions are suggested for an estimation of the temperature of the silicon PV modules as a function of the same parameters.

Key words: analytical model, efficiency, empirical correlation, inclination angle, PV module, temperature

САДРЖАЈ

1.	УВОД	1
1.1	Предмет и циљ истраживања	2
1.2	Хипотезе, примењене методе и софтверски пакети	4
1.3	План истраживања и структура докторске дисертације	4
2.	РАЗМЕНА ТОПЛОТЕ КОНВЕКЦИЈОМ С ОСВРТОМ НА ПОЈАВУ СЕПАРАЦИЈЕ ГРАНИЧНОГ СЛОЈА	8
2.1	Природна конвекција	9
2.2	Принудна конвекција	11
2.3	Комбинована (мешовита) конвекција	12
2.4	Ламинарно, прелазно и турбулентно струјање флуида	13
2.5	Сепарација граничног слоја флуида	15
2.6	Експериментални и нумерички резултати коришћени за извођење нових корелација за ламинарну и турбулентну природну конвекцију с горње и доње површине нагнуте равне плоче	20
2.6.1	Опис експерименталне апаратуре и резултата истраживања <i>Lim</i> -а и осталих	22
2.6.2	Опис експерименталне апаратуре и резултата истраживања <i>Neo</i> -а и <i>Chung</i> -а	25
2.6.3	Опис експерименталне апаратуре и резултата истраживања <i>Hassan</i> -а и <i>Mohamed</i> -а	27
2.6.4	Резултати нумеричких симулација <i>Corcione</i> -а и осталих	30
3.	КОРЕЛАЦИЈЕ ЗА ПРИРОДНУ КОНВЕКЦИЈУ КОД ИЗОТЕРМИЧКИХ ПЛОЧА	32
3.1	Валидација изведених корелација за природну конвекцију	44
4.	КОРЕЛАЦИЈЕ ЗА ПРИНУДНУ КОНВЕКЦИЈУ КОД ИЗОТЕРМИЧКИХ ПЛОЧА	54
4.1	Валидација изведених корелација за принудну конвекцију	81
5.	ЗРАЧЕЊЕ	85
5.1	Зрачење апсолутно црног тела и <i>Stefan-Boltzmann</i> -ов закон	85
5.2	Температура неба и <i>Swinbank</i> -ова корелација	90
5.3	Утицај прашине на снагу и ефикасност монокристалних и поликристалних PV модула	91
5.4	Коефицијент рефлексије PV модула	93

6.	КОРЕЛАЦИЈЕ ЗА СТЕПЕН ИСКОРИШЋЕЊА PV МОДУЛА	97
7.	АНАЛИТИЧКИ МОДЕЛ РАЗМЕНЕ ТОПЛОТЕ ИЗМЕЂУ PV МОДУЛА И АМБИЈЕНТА	101
7.1	Принцип рада PV модула	101
7.2	Аналитички модел	107
8.	НУМЕРИЧКИ МОДЕЛ РАЗМЕНЕ ТОПЛОТЕ ИЗМЕЂУ PV МОДУЛА И АМБИЈЕНТА	126
8.1	Решавана једначина	129
8.2	Гранични услови	129
8.3	Геометрија разматраног домена, почетни и гранични услови	132
9.	РЕЗУЛТАТИ И ДИСКУСИЈА	140
9.1	Валидација предложеног аналитичког модела	140
9.2	Анализа утицаја различитих параметара на температуру PV модула и његову ефикасност применом предложеног модела	154
10.	ЗАКЉУЧАК	169
	Прилог А: MATLAB код програма PVmodul.m	175
	Прилог Б: Карактеристике сувог ваздуха при нормалном атмосферском притиску	186
11.	ЛИТЕРАТУРА	187
	Прилог 1: Биографија кандидата	i
	Прилог 2: Изјава о ауторству	ii
	Прилог 3: Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторске дисертације	iii
	Прилог 4: Изјава о коришћењу	iv

1. УВОД

Убрзан развој фотонапонске индустрије у свету и константан раст производње електричне енергије у PV електранама који се субвенционише у већини земаља, фотонапонским технологијама обећавају добру перспективу. Инсталација система за експлоатацију обновљивих извора енергије све већег капацитета, пре свега соларне енергије, приметна је у читавом свету. Главни разлог томе није само страх од нестанка фосилних горива којих има у ограниченој количини, већ и озбиљни проблеми у погледу климатских промена настали њиховим сагоревањем, што указује на чињеницу да ће фотонапонски системи у наредном периоду постати један од водећих извора електричне енергије. Сходно томе, изузетно је важно прецизно анализирати перформансе PV модула као основног елемента за претварање соларне у електричну енергију, и то у свим метеоролошким условима у којима се реално може вршити њихова експлоатација.

Енергија Сунчевог зрачења највећи је и уједно неисцрпан извор енергије на Земљи доступан на свим деловима њене површине. Будући да је ова енергија бесплатна и не утиче на загађење животне средине, онда је разумљиво зашто се огромна пажња посвећује системима за искоришћење енергије Сунчевог зрачења, поготово у последње време [1-6]. Директно претварање соларне у електричну енергију остварује се помоћу фотонапонских (PV) модула. Како би произвео максималну количину електричне енергије, PV модул мора да добије највећу могућу соларну ирадијансу. Када је Сунчева светлост најинтензивнија, температура остварује највиши ниво утицаја на степен искоришћења PV модула [7-12]. То се дешава у случају када су PV модули постављени нормално у односу на правац Сунчевих зрака. Гусина енергије Сунчевог зрачења може се такође регулисати инклинацијом PV модула, који су обично постављени под приближно оптималним углом [13]. Стога, угао инклинације утиче на енергетску ефикасност PV модула. Познато је такође и да степен искоришћења PV модула зависи од топлоте одведене природном конвекцијом, принудном конвекцијом и зрачењем [14]. Поред тога, на природну конвекцију значајно утиче и угао инклинације PV модула. Због тога и моделирање утицаја угла инклинације ψ на природну конвекцију привлачи знатну пажњу аутора и од великог је значаја за електроенергетику [14,15].

1.1 Предмет и циљ истраживања

Уобичајена је пракса да се природна конвекција с површина PV модула анализира употребом емпиријских корелација за вертикалне, нагнуте и хоризонталне изотермичке равне плоче. Многобројне студије посвећене су природној конвекцији с изотермичких плоча и површина при угловима инклинације између крајњег вертикалног ($\psi=0^\circ$) и крајњег хоризонталног ($\psi=90^\circ$) положаја [16-22]. Неке од поменутих студија су експерименталне [16-19], док су остале нумеричке [20-22]. Већина корелација између средње вредности *Nusselt*-овог броја Nu и *Rayleigh*-евог броја Ra имају облик $Nu = C \cdot Ra^n$, где су C и n бездимензионални параметар и експонент који зависе од услова струјања флуида [23,24]. Међутим, постоје и одређене корелације у облику $Nu = C \cdot \Pi_N^n$, где је Π_N основни бездимензионални број за природну конвекцију [24-26]. Сагласно постојећој литератури, корелације за природну конвекцију с нагнутих и хоризонталних изотермичких плоча нису дефинисане помоћу основног бездимензионалног броја. Дефиниција таквих корелација и њихова даља примена на равне PV модуле јесу циљеви ове дисертације.

У литератури постоји велики број различитих корелација које су истраживачи развили у сврхе процене вредности коефицијената размене топлоте принудном конвекцијом било директно или преко *Nusselt*-овог броја [27-38]. Разлике између појединих корелација које се односе на исте услове експлоатације PV модула крећу се и до неколико десетина процената [7]. Неке од корелација не узимају у обзир величину плоче (карактеристичну дужину), док већина корелација не узима у обзир положај PV модула у односу на правац вектора брзине ветра. Међутим, показало се да, иако мали, постоји утицај угла инклинације PV модула у односу на правац вектора брзине ветра на коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом између PV модула и околног ваздуха [31-35,39-43].

У литератури не постоје корелације помоћу којих би се истовремено могли моделирати процеси размене топлоте природном и/или принудном конвекцијом између горње и доње површине равне плоче (или PV модула) и амбијентног

ваздуха, а које се могу користити за широк опсег *Prandtl*-ових бројева и све углове инклинације равне плоче (или PV модула).

Циљеви спровођења истраживања у оквиру ове дисертације су следећи:

- развој нових корелација дефинисаних помоћу основог бездимензионалног броја, чиме се омогућава израчунавање густине флукса којим се топлота размењује природном конвекцијом између површина PV модула и околног флуида за разматрани опсег *Prandtl*-ових бројева флуида и све могуће положаје PV модула. Ове корелације биће упоређене с одговарајућим корелацијама из литературе како би се утврдило њихово међусобно подударање;
- развој нових корелација за прорачун коефицијената размене топлоте с горње и доње површине PV модула принудном конвекцијом које су применљиве за разматрани опсег *Prandtl*-ових бројева и било који положај PV модула у односу на правац вектора брзине ветра. И ове корелације биће упоређене с одговарајућим корелацијама из литературе у циљу утврђивања њиховог међусобног подударања;
- развој аналитичког модела за прорачун температуре PV модула, његове ефикасности и снаге и то за све метеоролошке услове и све положаје PV модула који се могу јавити у току експлоатације истог. Поређењем је утврђено да се температуре добијене помоћу предложеног модела добро подударају с експериментално одређеним вредностима температура конкретних PV модула. Подударање између експериментално одређених и температура добијених помоћу предложеног модела боље је у односу на друге најчешће коришћене моделе;
- нумеричко моделирање процеса загревања PV модула на основу резултата аналитичког модела;
- примена аналитичког модела за анализу утицаја појединих параметара као што су: брзина ветра, соларна ирадијанса, угао инклинације и температура амбијента на температуру PV модула и њој одговарајућу ефикасност;

- предлог једноставних корелација за прорачун снаге PV модула у функцији метеоролошких параметара, као и оних који се тичу конструкције и положаја самог PV модула.

1.2 Хипотезе, примењене методе и софтверски пакети

Полазна хипотеза је да постоји зависност између угла инклинације PV модула и његове енергетске ефикасности која се може изразити преко нових емпиријских корелација, а које би, осим наведене, укључиле и зависности од других конструкционих параметара PV модула и метеоролошких услова, као и параметара струјања ваздуха. Осим тога, посебна хипотеза је да предложене корелације воде бољем решењу у односу на постојећа решења из научне литературе у вези с хлађењем и, самим тим, прецизнијем моделу енергетске ефикасности PV модула као кључног обновљивог извора енергије у будућности, што уједно представља и значај истраживања.

У сврхе извођења нових корелација за природну и принудну конвекцију коришћени су сви релевантни подаци из литературе који обрађују проблематику размене топлоте природном и принудном конвекцијом с хоризонталних, вертикалних и нагнутих плоча и цилиндара (емпиријске корелације, експериментални подаци и нумерички резултати). Предложени аналитички модел размене топлоте између PV модула и амбијента реализован је у MATLAB софтверском пакету. За нумеричку анализу процеса размене топлоте између PV модула и амбијента коришћена је метода коначних елемената, док је за формулацију функција које апроксимирају непознате зависности коришћена метода најмањих квадрата у комбинацији с генетским алгоритмом.

За обраду текста и табела коришћен је *Microsoft Office*. У сврхе обраде слика коришћен је *Corel Draw*, док је за читавање података с одговарајућих дијаграма коришћен *xyExtract*.

1.3 План истраживања и структура докторске дисертације

Након наслова, резимеа и кључних речи датих на српском и енглеском језику, представљен је и садржај докторске дисертације. Дисертација, поред

увода, укупно садржи осам тематских целина, закључак, преглед литературе и два прилога.

У уводном поглављу описана је проблематика која се у дисертацији разматра, представљени су предмет и циљеви истраживања, полазне хипотезе, методологија и план реализације рада.

У другом поглављу дат је преглед механизма размене топлоте конвекцијом с освртом на појаву сепарације граничног слоја. Описани су експерименти других истраживача и њихови резултати који су послужили за извођење нових корелација за размену топлоте природном конвекцијом.

У трећем поглављу уведен је скуп нових корелација за истовремену природну конвекцију с обе површине неке изотермичке плоче нагнуте под углом од 0° до 90° у односу на вертикалу. Уз њих, предложене су и две корелације које се могу применити само на случај природне конвекције при ламинарном струјању преко горње површине загрејане плоче када је њена доња површина топлотно изолована. За било који позитиван угао инклинације, пројекција плоче на правац дејства силе земљине теже узета је за карактеристичну дужину код природне конвекције. Изузимајући два гранична случаја инклинације, не постоје друга ограничења у вези с применом предложених корелација. Такође, на основу [18,19,22,23,44,45], дефинисано је пет додатних корелација за израчунавање вредности критичног *Grashof*-овог броја Gr_{cr} у функцији од угла инклинације ψ и *Prandtl*-овог броја Pr . Од ових пет корелација за критични *Grashof*-ов број, три означавају почетак преласка с ламинарног на турбулентни режим струјања, док преостале две означавају почетак сепарације граничног слоја флуида.

У четвртном поглављу су на основу експерименталних података [33–35,39–41] изведене нове корелације за прорачун коефицијената размене топлоте принудном конвекцијом. Ове корелације укључују зависност од брзине ветра, угла инклинације PV модула у односу на правац вектора брзине ветра и карактеристичне дужине PV модула. Карактеристична дужина у овим корелацијама представља четвороструку вредност површине PV модула подељену с његовим обимом. У оквиру овог поглавља, као и код претходног, извршено је поређење предложених корелација с одговарајућим корелацијама које су у примени.

У петом поглављу објашњен је начин размене топлоте зрачењем. Разматране су оптичке карактеристике тела и дат је *Stefan-Boltzmann*-ов закон помоћу кога је моделиран процес размене топлоте зрачењем између површина PV модула и амбијента. Температура неба, неопходна за примену *Stefan-Boltzmann*-овг закона, моделирана је помоћу *Swinbank*-ове корелације.

У шестом поглављу наведене су корелације које се користе за израчунавање степена искоришћења PV модула и извршено је њихово поређење. На основу добијених резултата изабрана је корелација за израчунавање степена искоришћења PV модула.

У седмом поглављу дисертације дат је комплетан аналитички модел размене топлоте између PV модула инсталираног на површини земље и амбијента. Модел се заснива на једначини закона о одржању енергије за PV модул у којој непознате представљају коефицијенти размене топлоте и температуре површина модула. Вредности коефицијената размене топлоте процењене су итеративно помоћу нових емпиријских корелација за размену топлоте природном и принудном конвекцијом између PV модула и околног ваздуха, као и корелације за размену топлоте зрачењем између PV модула и амбијента. Такође, претпостављено је да су четири бочне површине PV модула адијабатске, да је PV модул израђен од чврстог, изотропног и хомогеног материјала и да се PV модул може посматрати као изотермичка плоча температуре једнаке аритметичкој средини температура његових двеју површина.

У осмом поглављу дат је комплетан нумерички модел размене топлоте између PV модула и амбијента. Постављена је одговарајућа парцијална диференцијална једначина стационарног провођења топлоте и дефинисани су одговарајући почетни и гранични услови. За решење ове једначине коришћена је метода коначних елемената, односно COMSOL-ов модул за анализу процеса размене топлоте.

У деветом поглављу дати су резултати и дискусија. На почетку овог поглавља упоређене су вредности температура конкретних PV модула добијених помоћу предложеног модела, као и помоћу два најчешће коришћена модела с постојећим експерименталним резултатима. Показало се да предложени модел даје боље резултате у односу на друге најчешће коришћене моделе за одређивање

температуре PV модула у стационарном стању. Након тога, применом предложеног модела, анализирани су утицаји различитих параметара као што су угао инклинације PV модула, температура амбијента, соларна ирадијанса и брзина ветра на његову температуру, ефикасност и електричну снагу. На основу утврђене зависности, предложени су једноставни изрази за прорачун температуре силицијумских PV модула типичних димензија у функцији поменутих параметара.

Након закључка и листе референци дати су прилози који садрже програмску реализацију развијеног модела у MATLAB-у и карактеристике сувог ваздуха.

2. РАЗМЕНА ТОПЛОТЕ КОНВЕКЦИЈОМ С ОСВРТОМ НА ПОЈАВУ СЕПАРАЦИЈЕ ГРАНИЧНОГ СЛОЈА

Конвекција је један од три основна начина размене топлоте и догађа се при кретању елемената запремине (макрочестица) флуида с једне локације на другу. Иако се конвекција разматра као посебан начин размене топлоте, она заправо укључује комбиноване процесе случајног кретања честица материје (дифузија) и струјања флуида (адвекција) [46].

Дифузија топлоте представља спонтани пренос топлоте под утицајем градијента температуре из зоне више у зону ниже топлотне енергије. Адвекција топлоте представља пренос топлоте који настаје као последица струјања флуида одређеном брзином.

Размена топлоте конвекцијом између неког чврстог тела и околног флуида дефинисана је *Newton*-овим законом облика:

$$q_{th} = h_c \cdot (T_s - T_\infty), \quad (2.1)$$

где је q_{th} густина флукса којим се топлота размеђује конвекцијом између неког чврстог тела температуре T_s и околног флуида температуре T_∞ . Вредност q_{th} изражава се у W/m^2 , док је h_c коефицијент размене топлоте конвекцијом који се изражава у $W/(m^2 \cdot K)$, а који је познат још и под називом коефицијент конвекције. Коефицијент h_c одређује се експериментално и зависи од услова у граничном слоју (о којем ће бити речи касније), геометрије површине, природе кретања флуида и низа термофизичких карактеристика флуида.

Познавање вредности коефицијента конвекције од кључног је значаја за анализу процеса размене топлоте конвекцијом. Из тог разлога, велики број истраживања посвећен је управо развоју корелација за његово одређивање.

С обзиром да су PV модули окружени ваздухом, конвекција је основни начин размене топлоте између њих и амбијента. Наравно, присутно је и зрачење, али је густина флукса којим се топлота размеђује зрачењем између PV модула и амбијента знатно мања у односу на ону којом се топлота размеђује конвекцијом. Разликују се два основна облика конвекције: природна и принудна. Постоји и комбинована или мешовита конвекција која представља комбинацију природне и принудне.

2.1 Природна конвекција

Процес размене топлоте природном конвекцијом између неког загрејаног тела и флуида који га окружује заснива се на томе да се хладнији флуид који се налази непосредно уз тело загрева, његова густина се смањује и долази до појаве узгонске силе, због чега се подиже по правцу деловања силе Земљине теже, а на његово место долази околни хладнији флуид веће густине. Том приликом јавља се узгонска сила, која ће бити утолико већа уколико је разлика између температуре тела и температуре околног флуида већа. Да би се одредила густина флуида којим се топлота размењује природном конвекцијом између тела и околног флуида, уводи се бездимензионална група позната као *Grashof*-ов број, који представља однос узгонске силе (настале услед разлике у густини флуида) и силе вискозности у флуиду (силе молекулског трења) [47]:

$$\text{Gr} = \frac{\rho^2 \cdot \beta \cdot g \cdot (T_s - T_\infty) \cdot L_c^3}{\mu^2}, \quad (2.2)$$

где је

- ρ – густина флуида у kg/m^3 ,
- $\beta = 1/T_{film}$ – коефицијент запреминског ширења флуида у $1/\text{K}$,
- $T_{film} = (T_s + T_\infty)/2$ – средња температура флуида у конвективном граничном слоју уз спољашњу површину тела у K ,
- T_s – температура спољашње површине тела у K ,
- T_∞ – температура околног флуида у тачки у којој се не осећа утицај промене температуре тела у K ,
- g – убрзање Земљине теже у m/s^2 ,
- L_c – карактеристична дужина у m ,
- $\mu = \nu \rho$ – динамичка вискозност флуида у $\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$,
- ν – кинематичка вискозност флуида у m^2/s .

Код природне конвекције се може сусрести и бездимензионална група позната као *Rayleigh*-ев број, која представља производ *Grashof*-овог и *Prandtl*-овог броја:

$$\text{Ra} = \text{Gr} \cdot \text{Pr}. \quad (2.3)$$

Физичко значење *Rayleigh*-евог броја представља однос узгонске силе која тежи да проузрокује кретање флуида навише (по правцу силе земљине теже и у супротном смеру) и других сила које се супротстављају овом кретању.

Prandtl-ов број дефинише се као однос молекулске дифузивности количине кретања (кинематичка вискозност) и молекулске дифузивности топлоте (термичка дифузивност). Овај број одражава меру релативне ефикасности преноса количине кретања и енергије дифузијом у хидродинамичким и термичким граничним слојевима.

Rayleigh-ев и *Prandtl*-ов број који карактеришу струјање изазвано узгонском силом користе се за дефинисање *Nusselt*-овог броја Nu који карактерише услове размене топлоте. *Nusselt*-ов број представља најважнији критеријум при анализи термичких процеса размене топлоте конвекцијом, јер се дефинише преко непознатог коефицијента размене топлоте конвекцијом h_c :

$$Nu = \frac{h_c \cdot L_c}{k_t}, \quad (2.4)$$

где је k_t специфична топлотна проводност флуида у $W/(m \cdot K)$.

Вредност коефицијента h_c је обично непозната и израчунава се из формуле (2.4), на основу процењене вредности *Nusselt*-овог броја. За израчунавање *Nusselt*-овог броја изведен је велики број корелација углавном на основу експерименталних, аналитичких, а у последње време и нумеричких резултата. Највећи број корелација дефинише се на следећи начин:

$$Nu = C \cdot Ra^n, \quad (2.5)$$

где су C и n бездимензионални параметар и бездимензионални експонент који зависе од услова струјања флуида. Ова формула примењује се за одређивање густине флукса којим се топлота размењује природном конвекцијом између површине вертикалне равне плоче, вертикалног цилиндра, хоризонталне равне плоче и сфере с околним флуидом. Коефицијент n најчешће има вредност $n=1/4$ за случај ламинарног струјања флуида уз површину тела и $n=1/3$ за случај турбулентног струјања. Коефицијент C има различите вредности у зависности од облика тела с којег се топлота конвекцијом предаје околном флуиду али и од физичких карактеристика флуида.

Недостатак формуле (2.5) огледа се у томе што се може применити стриктно за вискозна уља и воду, понекад и за гасове у виду апроксимације, али не и за течне метале [24]. Овај проблем решава се коришћењем корелација за израчунавање *Nusselt*-овог броја, облика

$$\text{Nu} = C \cdot \Pi_N^n, \quad (2.6)$$

који је применљив за све вредности *Prandtl*-овог броја.

Π_N је основни бездимензионални број за природну конвекцију који се добија комбинацијом *Rayleigh*-евог и *Prandtl*-овог броја као [24]:

$$\Pi_N = \frac{\text{Ra}}{1 + C_0 / \text{Pr}}, \quad (2.7)$$

где је C_0 коефицијент чија вредност зависи од тога да ли је у питању хоризонтални/вертикални цилиндар, хоризонтална/вертикална плоча или сфера.

2.2 Принудна конвекција

Процес размене топлоте конвекцијом, који је подстакнут помоћу вентилатора, пумпе, компресора, ветра и сл, познат је под називом принудна или форсирана конвекција. Аналогно природној конвекцији, у циљу одређивања густине флукса којим се топлота размењује принудном конвекцијом између неког тела и околног флуида, уводи се бездимензионална група позната као *Reynolds*-ов број Re . Овај број представља однос између сила инерције и сила вискозности (трења):

$$\text{Re} = \frac{\rho \cdot v_\infty \cdot L_c}{\mu}. \quad (2.8)$$

Брзина струјања флуида v_∞ изражава се у m/s. Остале величине су исте као и код природне конвекције. *Nusselt*-ов број се код принудне конвекције дефинише исто као и код природне, али се за његово израчунавање обично користе формуле облика

$$\text{Nu} = C \cdot \text{Re}^a \cdot \text{Pr}^b, \quad (2.9)$$

где су C , a и b константе које се добијају експериментално, нумерички или из аналитичких решења, ако су иста могућа. Вредности ових константи разликују се у зависности од конкретног случаја, односно зависе од геометрије и природе струјања.

2.3 Комбинована (мешовита) конвекција

Комбинована или мешовита конвекција настаје када механизми размене топлоте природном и принудном конвекцијом делују истовремено. Ова ситуација дефинише се и као случај када долази до спрезања утицаја принудне силе (изазване радом вентилатора, радом пумпе, дејством ветра и сл.) и узгонске силе (изазване разликом између густине флуида у непосредној близини тела и густине флуида далеко од тела).

Природа (врста) конвекције (природна, принудна или мешовита) дефинише се на основу односа (критеријума) Gr/Re^2 . Како се на основу овог критеријума процењује природа конвекције показано је у табели 2.1 [48].

Табела 2.1 Критеријум за процену природе конвекције

Конвекција	$Pr \sim 1$	$Pr \rightarrow \infty$
Принудна	$Gr/Re^2 \ll 1$	$Gr/(Pr^{1/3} \cdot Re^2) \ll 1$
Мешовита	$Gr/Re^2 \sim 1$	$Gr/(Pr^{1/3} \cdot Re^2) \sim 1$
Природна	$Gr/Re^2 \gg 1$	$Gr/(Pr^{1/3} \cdot Re^2) \gg 1$

Утицај узгонске силе (природне конвекције) на размену топлоте у случају када је присутна и принудна конвекција, у великој мери зависи од смера дејства узгонске силе у односу на смер струјања флуида које је изазвано дејством спољашње силе. У том погледу, обично се разматрају три карактеристична случаја: када узгонска сила и спољашња сила делују по истом правцу и у истом смеру, затим када оне делују по истом правцу али у супротним смеровима, и када су оне нормалне једна на другу.

Неке корелације за мешовиту конвекцију које је предложио *Churchil* [48] имају облике дате у наставку текста.

1. Узгонска сила и спољашња сила делују по истом правцу и у истом смеру у случају вертикалних плоча, цилиндара или сфера и то за случај било ламинарног, било турбулентног струјања:

$$\left(\overline{Nu} - \overline{Nu}_0\right)^3 = \left(\overline{Nu}_f - \overline{Nu}_0\right)^3 + \left(\overline{Nu}_n - \overline{Nu}_0\right)^3, \quad (2.10)$$

где индекси f и n редом означавају принудну и природну конвекцију, и где \overline{Nu}_0 износи 0, 0.3 и 2 за плоче, цилиндре и сфере, редом. Интересантно је нагласити да утицај узгонске силе може да сузбије (потисне) ламинарно принудно струјање флуида изазвано спољашњим силама малог интензитета [48].

2. Сила потиска и спољашња сила делују по истом правцу, али у супротним смеровима:

$$\left(\overline{Nu} - \overline{Nu}_0\right)^3 = \left| \left(\overline{Nu}_f - \overline{Nu}_0\right)^3 - \left(\overline{Nu}_n - \overline{Nu}_0\right)^3 \right|. \quad (2.11)$$

3. Сила потиска и спољашња сила су нормалне једна у односу на другу:

$$\overline{Nu}^{7/2} = \overline{Nu}_f^{7/2} \pm \overline{Nu}_n^{7/2}, \quad (2.12)$$

где знак „+“ одговара случају када је температура горње површине плоче виша од температуре околног флуида, или када је температура доње површине плоче нижа од температуре околног флуида, а знак „-“ одговара супротном случају.

2.4 Ламинарно, прелазно и турбулентно струјање флуида

Када се говори о размени топлоте конвекцијом, обично се разликују три карактеристична режима струјања флуида, било да се ради о природној или о принудној конвекцији, и то су: ламинарно, прелазно и турбулентно струјање. Коефицијент размене топлоте у великој мери зависи од режима струјања, па је врло битно утврдити да ли је струјање флуида ламинарно, прелазно или турбулентно.

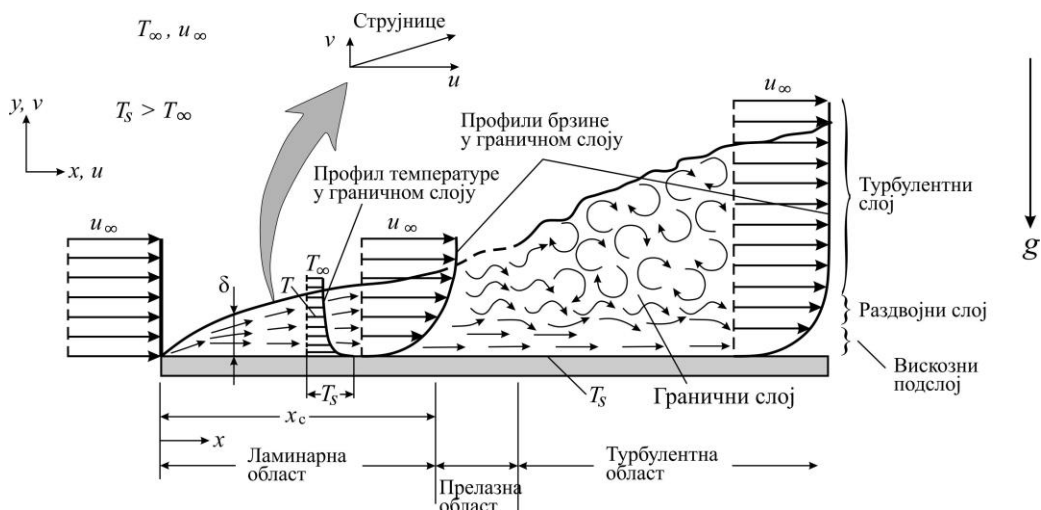
Ови режими струјања биће објашњени на примеру струјања флуида уз хоризонталну равну плочу. На слици 2.1 приказан је процес развоја и структура граничног слоја који се формира при размени топлоте између хоризонталне равне плоче и флуида који уз њу униформно струји брзином у спољашњем подручју

(ван утицаја граничног слоја) u_∞ . Због пријањања струје флуида за површину чврстог тела, брзина брзинског и температурног граничног слоја расте с растојањем од нападне ивице. За ивицу брзинског граничног слоја усваја се да је одређена геометријским местом тачака где компонента брзине по нормали на правац општег смера кретања флуида у брзинском граничном слоју достиже 99% од брзине u_∞ у потенцијалном подручју, односно:

$$u = 0.99 \cdot u_\infty. \quad (2.13)$$

Услови у оквиру прелазне области мењају се у времену; струјање је понекад ламинарно, а понекад има својства турбулентног [46].

Сва разматрања која важе за случај принудне конвекције, а тичу се граничног слоја, могу се применити и на природну. Наиме, брзина струјања флуида u_∞ може имати било коју вредност, и у случају природне конвекције она је једнака нули. Једина разлика између граничног слоја код природне и принудне конвекције је у узроку његовог настанка. Код природне конвекције, гранични слој настаје као резултат дејства узгонске силе изазване разликом густине топлијег флуида непосредно уз површину плоче у односу на густину хладнијег околног флуида. Код принудне конвекције, гранични слој се формира под утицајем дејства спољашње принудне силе која изазива струјање флуида одређеном брзином.



Слика 2.1 Процес развоја ламинарног и турбулентног граничног слоја за случај размене топлоте између хоризонталне равне плоче и околног флуида који струји брзином u_∞ [46]

Температура флуида у граничном слоју непосредно уз површину плоче једнака је температури плоче T_s и постепено се смањује по правцу нормале на

површину плоче изједначавајући се с температуром околног флуида T_∞ . Што се тиче брзине флуида u , она је једнака нули уз саму површину, а расте у смеру у осе док се скоро не изједначи с брзином спољашњег струјања u_∞ [46] (слика 2.1).

На слици се јасно виде три области: ламинарна, код које је струјање мирно, уређено, у паралелним слојевима с малим мешањем између њих; прелазна, код које почиње мешање између слојева, али оно није интензивно; и турбулентна, код које долази до флукуација брзине и притиска, што изазива интензивно мешање слојева флуида, тј, долази до појаве вртлога флуида у граничном слоју.

Прелаз с ламинарног на турбулентно струјање флуида инициран је механизмима као што су интеракције малих поремећаја који постоје унутар великог броја типичних граничних слојева. Ови поремећаји могу бити изазвани флукуацијама у слободном току (делу флуида изнад граничног слоја – слика 2.1), или могу настати као резултат храпавости или вибрација површине [46].

Растојање у смеру x осе на коме се завршава ламинарна област, а почиње прелазна, назива се карактеристично растојање и обележава се с x_c .

Унутар турбулентног граничног слоја могу се уочити три различита региона као функција растојања од површине плоче. Код вискозног подслоја пренос топлоте врши се дифузијом и профил брзине унутар овог слоја прилично је линеаран. Изнад овог слоја налази се прелазни слој у коме се пренос топлоте врши комбинацијом дифузије и турбулентног мешања (адвекције). Највећи део граничног слоја заузима турбулентно језгро у коме се размена топлоте врши у највећој мери турбулентним мешањем [46].

2.5 Сепарација граничног слоја флуида

Појава сепарације граничног слоја флуида биће објашњена на примеру струјања флуида преко хоризонталне плоче. До појаве сепарације граничног слоја флуида долази спрезањем више утицаја као што су нестабилности брзине и притиска унутар граничног слоја, отпор трења који флуид мора да савлада при кретању на раздвојној површини флуид-чврсто тело и губици енергије који се том приликом јављају [49]. Сепарација је углавном непожељан ефекат у већини случајева.

Појава сепарације у основи се објашњава преко вредности притиска и брзине флуида на површини преко које флуид струји.

У случају нестишљивог флуида, за притисак унутар граничног слоја флуида важи *Bernoulli*-јева једначина:

$$\vec{\nabla} \left(p_{stat} + \frac{\rho}{2} u^2 \right) = 0 \Rightarrow p_{stat} + \frac{\rho}{2} u^2 = p = const, \quad (2.14)$$

где је:

p_{stat} – статички притисак у Pa,

$\frac{\rho}{2} \cdot u^2$ – динамички притисак у Pa

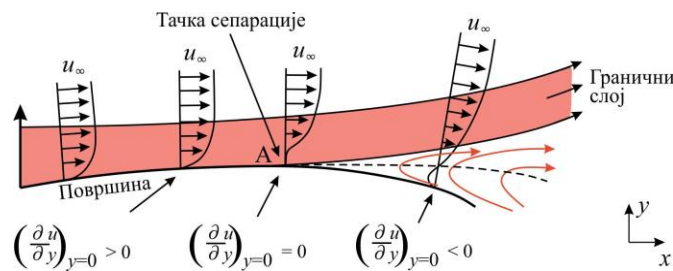
$\vec{\nabla} = \left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right)$ – оператор градијента.

Притисак је карактеристична величина за сваку тачку запремине флуида, без обзира да ли се флуид креће или не. Уколико се флуид налази у стању мировања, онда је реч о статичком притиску, јер ако флуид мирује, онда он на зидове суда у коме се налази делује силом статичког притиска. Статички притисак потиче од хаотичног кретања молекула флуида и од њиховог сударања са зидовима суда, а може бити и последица деловања спољашње силе на флуид или тежине самог флуида (хидростатички притисак). У случају кретања флуида јавља се динамички притисак (нпр. притисак којим флуид делује на препреку на коју наиђе при протицању) који је директно пропорционалан брзини кретања флуида. Збир статичког и динамичког притиска представља укупни притисак и он је константан. *Bernoulli*-ева једначина у ствари представља принцип одржања енергије који се може применити на гранични слој флуида.

Када флуид струји преко површине чврстог тела у граничном слоју, на раздвојној површини долази до трења због чега узорци запремине који су у непосредној близини чврстог тела губе део кинетичке енергије (успоравају се). То доводи до смањења динамичког притиска у овој области, што значи да се повећава статички притисак, јер према једначини (2.14), збир статичког и динамичког притиска мора бити константан. Због тога, при одређеним условима у граничном слоју флуида неће бити довољно кинетичке енергије за узорке

запремине који су прешли одређено растојање у смеру x осе да би се супротставили повећању статичког притиска на овом делу граничног слоја. Посебно, ово је карактеристично за узорке запремине у граничном слоју који су изложени највећем трењу, а то су узорци запремине који струје непосредно уз саму површину чврстог тела. Оне ће смањити своју брзину до нуле и почеће да прате градијент притиска усмерен према спољашњем делу граничног слоја. Оваква дистрибуција притиска унутар граничног слоја доводи до кретања флуида у смеру y осе, па чак и до кретања узорака флуида у смеру супротном од општег смера кретања флуида.

Слика 2.2 илуструје сепарацију граничног слоја изазвану „неповољним градијентом притиска“ који се јавља на профилу граничног слоја који опструјава површину без оштрих ивица с горње стране.



Слика 2.2 Илустрација сепарације граничног слоја флуида [46]

Математичко објашњење сепарације граничног слоја може се дати преко *Navier–Stokes*-ове једначине [50]

$$\left(\vec{v} \cdot \vec{\nabla}\right) \cdot \vec{v} + \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} = \frac{1}{\rho} \cdot \vec{F} - \frac{1}{\rho} \cdot \vec{\nabla} p + \nu \cdot \Delta \vec{v}, \quad (2.15)$$

где је:

- $\vec{v} = (u, v, w)$ – вектор брзине протока у m/s ,
- ρ – густина флуида у kg/m^3 ,
- $\left(\vec{v} \cdot \vec{\nabla}\right) \cdot \vec{v}$ – конвективно убрзање у m/s^2 ,
- \vec{F} – спољашње силе које делују на флуид у N ,
- p – притисак у Pa ,

ν – кинематичка вискозност флуида у m^2/s .

Члан $\nu \cdot \Delta \vec{v}$ узима у обзир дејство сила вискозног трења, а $\Delta = \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right)$ представља *Laplace*-ов оператор.

Претпоставља се да све величине не зависе од координате z . Према томе, координата z и одговарајућа компонента брзине w биће надаље занемарене. Ако се разматра позиција граничног слоја непосредно уз површину чврстог тела ($y=0$), имајући у виду дефиницију граничног слоја која каже да је за $y=0$ брзина граничног слоја једнака нули ($y=0 \Rightarrow \vec{v}=0$ ($u=0, v=0$)), добија се поједностављени облик једначине (2.15). Ова једначина важи за јединствени случај постављања координатног система тако да се правац дејства силе земљине теже поклапа с y осом. У стационарном случају ($\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} = 0$), уз претходне претпоставке, једначина (2.15) добија облик [50]:

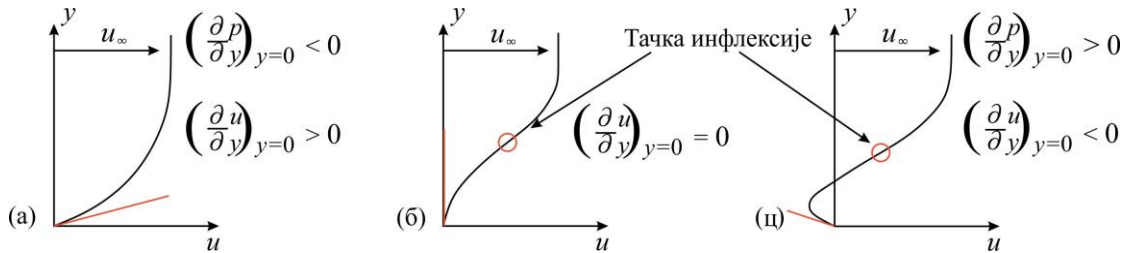
$$0 = \frac{1}{\rho} \cdot \vec{F} - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}. \quad (2.16)$$

На основу једначине (2.16), закључује се да постоје два важна случаја која могу наступити: када је $\frac{\partial p}{\partial x} < 0$ и када је $\frac{\partial p}{\partial x} > 0$. Резултујући профил брзине унутар граничног слоја флуида с припадајућом вредношћу притиска по правцу y осе илустрован је на слици 2.3 за оба случаја, укључујући и гранични када је $\frac{\partial p}{\partial x} = 0$.

У првом случају, из услова $\frac{\partial p}{\partial x} < 0$ (повољан градијент притиска)

произлази да је $\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} < 0$, што значи да се нагиб тангенте функције $u(y)$ смањује за све вредности y . Због чињенице да функција $u(y)$ увек тежи да достигне вредност u_∞ , тенденција развоја ове функције има облик као на слици 2.3а). Слика приказује профил брзине дуж y осе унутар ламинарног граничног слоја који

опструјава површину чврстог тела у границама по y оси од $u(y=0)=0$ до $u(y>>0)=u_\infty$.



Слика 2.3 Профил брзине унутар граничног слоја у смеру y осе за случајеве (а) пре сепарације, (б) у тренутку сепарације, и (ц) након сепарације [50]

У другом случају, неповољан градијент притиска $\frac{\partial p}{\partial x} > 0$, подразумева да је

$\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} > 0$, што значи да се нагиб функције $u(y)$ испрва повећава. Као и у

претходном случају, коначна брзина флуида u_∞ мора бити постигнута и у том

случају је нагиб $\frac{\partial u}{\partial y} = 0$. Према томе, нагиб функције $u(y)$ мора постићи своју

максималну вредност пре него што се поново смањи (слика 2.3б). Нагиб достиже

своју максималну вредност у тачки инфлексије функције $u(y)$. Тачка инфлексије је тачка у којој функција мења предзнак, односно у овој тачки функција мења облик

с конвексног на конкавни или обрнуто. Даље смањење $\frac{\partial u}{\partial y}$ има за последицу да је

$\frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0$, што указује на тачку сепарације граничног слоја, као што је приказано

на слици 2.3б. Чак су могуће и негативне вредности, што је приказано на слици 2.3ц, указујући на повратни ток флуида након сепарације.

Сепарација граничног слоја може наступити у случају ламинарног, прелазног и турбулентног струјања флуида.

2.6 Експериментални и нумерички резултати коришћени за извођење нових корелација за ламинарну и турбулентну природну конвекцију с горње и доње површине нагнуте равне плоче

Претходно је речено да се корелација (2.6) може користити за одређивање вредности *Nusselt*-овог броја за природну конвекцију код вертикалних, хоризонталних и нагнутих плоча и цилиндара и то за практично све вредности *Prandtl*-овог броја. Због универзалне примене, управо корелације овог облика предложене су за одређивање *Nusselt*-овог броја за природну конвекцију у овој дисертацији.

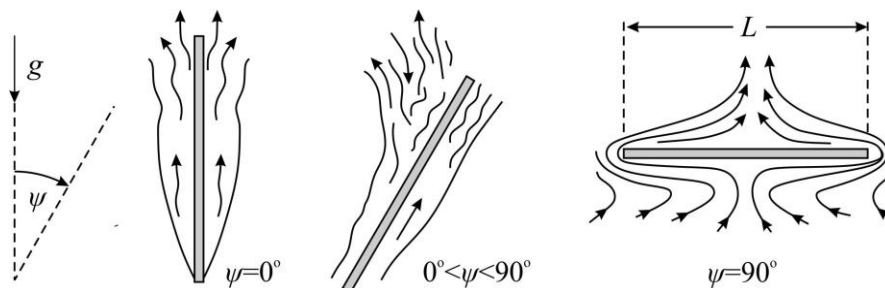
Корелације за одређивање *Nusselt*-овог броја за случај природне конвекције изведене су на основу експерименталних резултата које су добили *Hassan* и *Mohamed* [17], *Lim* и остали [19] и *Heo* и *Chung* [51], затим, нумеричких резултата које су добили *Corcione* и остали [22] и једног урађеног примера [23]. Корелације које су предложили *Heo* и *Chung* односе се на изотермичке цилиндри, док се корелације осталих аутора односе на вертикалне, нагнуте и хоризонталне изотермичке равне плоче.

У табели 2.2 дат је преглед података за различите правоугаоне равне плоче и цилиндри који су добијени путем експерименталних, нумеричких и теоријских анализа. Разматрани су различити положаји равне плоче од вертикалног до хоризонталног, док су цилиндри били само у вертикалном положају. Параметри наведени у табели 2.2 имају следеће значење: L је дужина плоче, W је ширина плоче, D је пречник цилиндра, а Gr је *Grashof*-ов број.

На слици 2.4 илустровани су попречни пресек PV модула и природа струјања флуида дуж његових површина за углове инклинације од $\psi=0^\circ$, $0^\circ < \psi < 90^\circ$ и $\psi=90^\circ$.

Табела 2.2 Преглед резултата коришћених у дисертацији за извођење нових корелација за природну конвекцију

ψ , °	Геометрија	L , m	W или D , m	Pr , -	Gr , -	Тип анализе и референца
0	Плоча	4	10	0.7	$3.744 \cdot 10^{11}$	Теоријска, [23]
0, 15, 30, 45, 60, 75	Плоча	0.504	0.2	0.71	$2.394 \cdot 10^6$	Експериментална, [17]
15, 30, 45, 60	Плоча	0.504	0.2	0.71	$2.394 \cdot 10^6$	Нумеричка, [22]
0, 5, 10, ..., 75	Плоча	Непознато	Непознато	0.71	14084.51	Нумеричка, [22]
0, 5, 10, ..., 75	Плоча	Непознато	Непознато	7	1428.571	Нумеричка, [22]
0, 5, 10, ..., 75	Плоча	Непознато	Непознато	70	142.857	Нумеричка, [22]
0, 10, 20, ..., 90	Плоча	0.1	0.03	2094	$8.06 \cdot 10^7$	Експериментална, [19]
0, 10, 20, ..., 90	Плоча	0.35	0.03	2094	$3.45 \cdot 10^9$	Експериментална, [19]
0	Цилиндар	0.1	0.067	2094	$8.06 \cdot 10^7$	Експериментална, [51]
0	Цилиндар	0.25	0.067	2094	$1.26 \cdot 10^9$	Експериментална, [51]
0	Цилиндар	0.45	0.067	2094	$7.34 \cdot 10^9$	Експериментална, [51]



Слика 2.4 Струјање ваздуха дуж PV модула за различите углове инклинације [1]

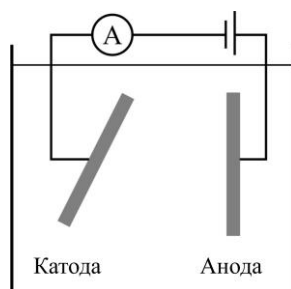
Како се положај PV модула мења од вертикалне према хоризонталној позицији, једна његова површина окренута је навише (UF површина плоче – површина прекривена стаклом и окренута према Сунцу, тзв. предња страна), док је друга окренута наниже (DF површина плоче – површина окренута према земљи, тзв. доња страна). У општем случају, PV модул није постављен вертикално или хоризонтално. Он је нагнут под неким углом ψ у односу на вертикалу у циљу максималног повећања његове излазне снаге [14]. Средња вредност *Nusselt*-овог броја Nu за доњу површину PV модула нагнутог под углом до 75° може бити процењена заменом убрзања Земљине теже g с његовом тангенцијалном компонентом $g \cdot \cos \psi$ у корелацијама за природну конвекцију с вертикалних плоча [14,22]. Пошто дејство узгонске силе доминира уз доњу површину нагнутог PV модула, ламинарно струјање преко ове површине преовладава до високих вредности *Rayleigh*-евог броја Ra [52]. Према [18,19,23,45], на ламинарну

природну конвекцију с горње површине PV модула може утицати сепарација граничног слоја.

Предложене корелације за природну конвекцију у овој дисертацији, као и услови у којима оне важе, изведени су на основу резултата експерименталних, нумеричких и аналитичких истраживања која су спровели други аутори, тако да ће се у даљем тексту детаљније описати поступци истраживања, коришћене апаратуре, као и постојећи резултати употребљени за формулацију нових корелација.

2.6.1 Опис експерименталне апаратуре и резултата истраживања *Lim*-а и осталих

Lim и остали [19] су своје експерименте спровели на систему за галванизацију бакра који је коришћен за посредну симулацију процеса размене топлоте. Циљ је био да се на основу измерене масе која се размени између аноде и катоде у раствору $\text{H}_2\text{SO}_4\text{--CuSO}_4$ процени количина топлоте која би се разменила у аналогном систему за размену топлоте. У ту сврху *Lim* и остали [19] су формирали систем који се састоји од две равне плоче, вертикалне бакарне аноде довољне висине и катоде чији се угао инклинације могао мењати. Принципијелна шема овог електрохемијског система дата је на слици 2.5. Примену описаног система за решавање проблема размене топлоте предложио је *Levich* [53].



Слика 2.5 Принципијелна шема експерименталне апаратуре за одређивање масе материје која се размени између аноде и катоде

Експерименти су спроведени за различите положаје плоче од хоризонталног, с инкрементом угла инклинације од 10° , па до вертикалног. Притом, негативни углови инклинације ($-90^\circ \leq \psi < 0^\circ$) одговарају површини плоче

која је окренута навише, а позитивни ($0^\circ < \psi \leq 90^\circ$) одговарају површини плоче која је окренута наниже, тј. угао $\psi = -90^\circ$ одговара површини хоризонталне плоче окренутој навише, а угао $\psi = +90^\circ$ одговара површини хоризонталне плоче окренутој наниже. Угао инклинације $\psi = 0^\circ$ одговара вертикалном положају плоче. Систем за пренос масе и систем за размену топлоте су аналогни.

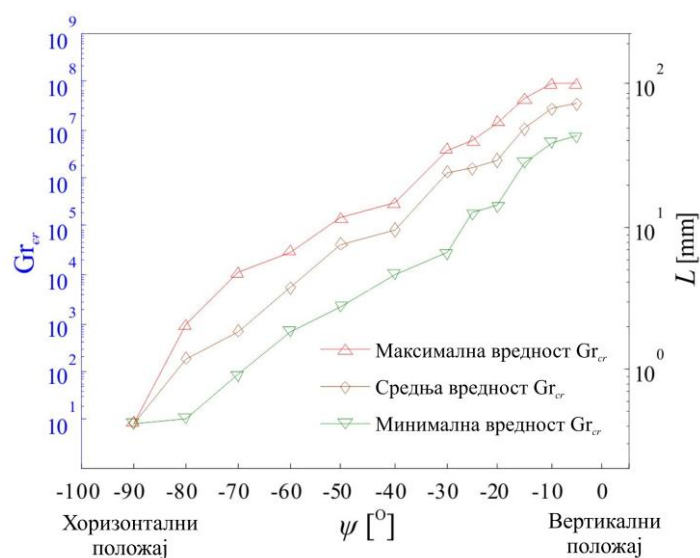
Када се природна конвекција симулира преносом масе, катода симулира загрејани зид, а количина пренетих јона бакра, тј. струја, симулира количину размењене топлоте [51]. У табели 2.3 приказани су услови за које су изведени експерименти.

Табела 2.3 Услови за одређиване вредности *Nusselt*-овог броја нагнуте равне плоче помоћу апаратуре са слике 2.5

$\psi,$ °	$H,$ m	Pr, -	Gr, -	Режим струјања
-90°~90°	0.1	2094	$8.06 \cdot 10^7$	Ламинарни
	0.35	2094	$3.45 \cdot 10^9$	Турбулентни

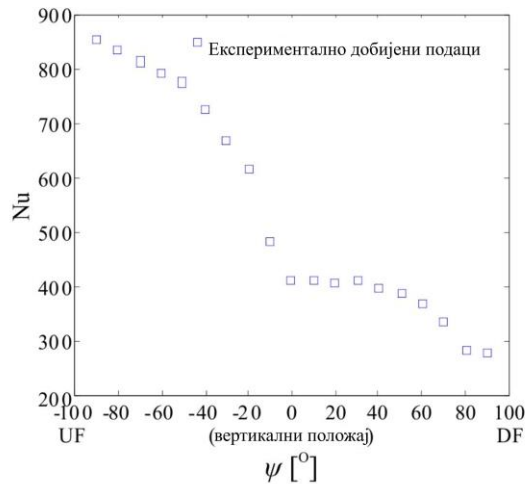
У својим експериментима, за случај природне конвекције, *Lim* и остали показали су да се сепарација граничног слоја уз горњу површину равне плоче може појавити на било ком њеном делу и то у зависности од угла инклинације с изузетком вертикалног положаја. До сепарације граничног слоја уз доњу површину равне плоче није дошло. Интересантно је да се за промену угла између -10° и -20° (негативни углови одговарају горњој површини плоче), линија сепарације нагло приближава доњој ивици плоче. То значи да ће сепарација граничног слоја уз горњу површину плоче наступити ближе њеној доњој ивици, утолико пре уколико је положај плоче ближи хоризонталном [19], и обрнуто. Појава сепарације дешава се за вредност *Grashof*-овог броја која се назива критични *Grashof*-ов број Gr_{cr} , што је у складу с дефиницијом коју су дали *Fujii* и *Imura* [18]. На слици 2.6 приказане су максималне, минималне и средње вредности критичног *Grashof*-овог броја измерене за случај горње површине нагнуте плоче ($-5^\circ \leq \psi \leq -90^\circ$) и то за различите углове инклинације. Максималне вредности критичног *Grashof*-овог броја одговарају највећој вредности дужине плоче након које се јавља сепарација за одређени угао инклинације и обрнуто. Пошто сепарирани и несепарирани делови граничног слоја уз горњу површину

нагнуте плоче који покривају површину између минималне и максималне вредности критичног *Grashof*-овог броја нису једнаки (не покривају подједнаку површину између минималне и максималне вредности Gr_{cr}), средња вредност критичног *Grashof*-овог броја није аритметичка средина њихове минималне и максималне вредности (слика 2.6). Са слике 2.6 јасно се види да удаљеност од доње ивице плоче на којој настаје сепарација у великој мери зависи од угла инклинације.

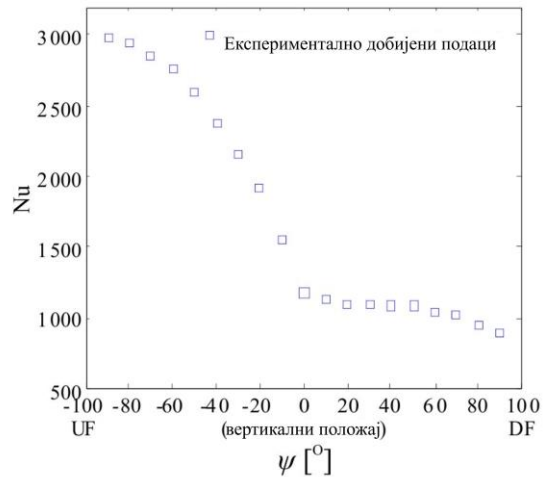


Слика 2.6 Измерене вредности критичног *Grashof*-овог броја за различите углове инклинације [19]

На слици 2.7 дате су измерене вредности *Nusselt*-овог броја у зависности од угла инклинације за случај ламинарног струјања флуида уз површине равне плоче висине 0.1 m. На слици 2.8 дате су измерене вредности *Nusselt*-овог броја у зависности од угла инклинације за случај турбулентног струјања флуида уз површине равне плоче висине 0.35 m.



Слика 2.7 Измерене вредности *Nusselt*-овог броја за различите углове инклинације равне плоче чија је висина 0.1 m [19]



Слика 2.8 Измерене вредности *Nusselt*-овог броја за различите углове инклинације равне плоче чија је висина 0.35 m [19]

Одређивање вредности коефицијента размене топлоте природном конвекцијом с површина равне нагнуте плоче помоћу апаратуре за пренос масе спроведено је техником ограничавања струје [54].

2.6.2 Опис експерименталне апаратуре и резултата истраживања *Heo*-а и *Chung*-а

Heo и *Chung* [51] спровели су истраживања на сличном систему за галванизацију бакра који су користили *Lim* и остали.

Опсег вредности *Rayleigh*-евог броја за који су *Heo* и *Chung* вршили своја експериментална истраживања и на основу којих су предложене корелације за израчунавање *Nusselt*-овог броја, износио је $1.69 \cdot 10^8 \leq Ra \leq 5.07 \cdot 10^9$, а угао инклинације цилиндара $0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$, тј. покривен је сваки могући положај од хоризонталног до вертикалног. Обично се код хоризонталних цилиндара уводи претпоставка да су они бесконачно дуги по правцу своје осе, и у том случају се као карактеристична дужина узима пречник цилиндара D . Вертикални цилиндар с великим полупречником третира се као вертикална равна плоча и у том случају се његова дужина L узима као карактеристична за израчунавање *Rayleigh*-евог броја. Код нагнутог цилиндра се за израчунавање *Nusselt*-овог броја користе корелације у којима се појављују два *Rayleigh*-ева броја. За један *Rayleigh*-ев број се као

карактеристична дужина користи пречник цилиндра, док се за други користи дужина цилиндра [55].

Према томе, *Heo* и *Chung* предложили су четири корелације за израчунавање *Nusselt*-овог броја за природну конвекцију. У две корелације се за израчунавање *Rayleigh*-евог броја користи пречник цилиндра као карактеристична димензија, а у две и пречник и дужина цилиндра. У оба случаја, од предложене две корелације, једна се односи на ламинарно струјање флуида, а друга на турбулентно. Ове формуле имају следеће облике:

$$\text{Nu}_D = 0.3 \cdot \text{Ra}_D^{0.25} \cdot (1 + 0.7 \cdot \cos \psi) \text{ за ламинарно струјање,} \quad (2.17)$$

$$\text{Nu}_D = 0.13 \cdot \text{Ra}_D^{0.3} \cdot (1 + 0.6 \cdot \cos \psi) \text{ за турбулентно струјање,} \quad (2.18)$$

$$\text{Nu}_L = 0.67 \cdot \text{Ra}_L^{0.25} \cdot (1 + 1.44 \cdot \text{Ra}_D^{-0.04} \cdot \cos \psi) \text{ за ламинарно струјање и} \quad (2.19)$$

$$\text{Nu}_L = 0.26 \cdot \text{Ra}_L^{0.28} \cdot (1 + 1.89 \cdot \text{Ra}_D^{-0.044} \cdot \cos \psi) \text{ за турбулентно струјање.} \quad (2.20)$$

Индекси *D* и *L* у претходним корелацијама указују да се *Rayleigh*-ев број израчунава за пречник цилиндра *D*, односно за његову дужину *L* као карактеристичну димензију, редом. Ове формуле изведене су на основу експерименталних резултата за следеће вредности пречника цилиндра *D* и односа између пречника цилиндра *D* и дужине цилиндра *L*: (i) *D*=0.01 m, *L/D*=25, (ii) *D*=0.034 m, *L/D*=7.4, (iii) *D*=0.067 m, *L/D*=3.7, (iv) *D*=0.034 m, *L/D*=13.2, (v) *D*=0.067 m, *L/D*=6.7. Сви експерименти извршени су с флуидом чији је *Prandtl*-ов број 2094.

Размена топлоте природном конвекцијом између вертикалних цилиндара и амбијента и вертикалних равних плоча и амбијента може се значајно разликовати због ефекта закривљености. Овај ефекат постаје значајан када је дебљина термичког граничног слоја исте или веће вредности од полупречника цилиндра [51]. Према [51], ако је испуњен следећи критеријум за ефекат закривљености у опсегу вредности *Prandtl*-овог броја од 0.01 до 100

$$\text{Gr}_L^{1/4} \cdot \frac{D}{L} \leq 11.474 + \frac{48.92}{\text{Pr}^{1/2}} - \frac{0.006085}{\text{Pr}^2}, \quad (2.21)$$

онда се вертикални изотермички цилиндри могу третирати као вертикалне изотермичке равне плоче.

Kang и *Chung* [56] истраживали су ефекат закривљености за веће вредности *Prandtl*-овог броја. Тестови су спроведени за вредност Ra_D од $1.4 \cdot 10^9$ до $4 \cdot 10^{10}$, пречник цилиндра од 0.005 m до 0.035 m и *Prandtl*-ов број од 2094 до 4173. Ефекат закривљености се није појавио, па је закључено да се вертикални цилиндри могу третирати као равне плоче за велике вредности *Prandtl*-овог броја. Према томе, вертикални цилиндри могу се третирати као равне плоче када је дебљина термичког граничног слоја знатно мања од пречника цилиндра D [51].

2.6.3 Опис експерименталне апаратуре и резултата истраживања *Hassan*-а и *Mohamed*-а

Hassan и *Mohamed* [17] експериментално су одређивали локалне вредности коефицијента размене топлоте природном конвекцијом између равне плоче и ваздуха. Експерименти су спроведени за различите вредности разлике између температура равне плоче и околног ваздуха и положај плоче који се мењао од хоризонталног (горња површина плоче окренута навише), преко вертикалног и поново до хоризонталног (горња површина плоче окренута наниже). Мерења су вршена на плочи широкој 0.2 m и дугачкој 0.504 m. На површини плоче налазила су се 24 термопара од бакар-константана и помоћу њих су одређиване разлике између температура површине плоче и околног ваздуха. Овај цео склоп окретао се око дуге хоризонталне осовине постављене по краћој ивици плоче. Фиксирање плоче обезбеђено је за вертикалну позицију површине плоче која топлоту размењује с околним ваздухом и сваки угао инклинације с инкрементом од 15° при ротацији до пуног круга.

Сви експерименти спроведени су у затвореном простору унутар којег није било струјања ваздуха. Извршено је шест мерења за шест различитих температурних разлика. Свако мерење спроведено је за углове инклинације површине плоче у опсегу од $+90^\circ$ до -90° у односу на вертикалу с кораком од 15° . Позитивни углови одговарају загрејаној површини плоче (температура површине плоче је виша од температуре ваздуха) окренутој навише или хладнијој површини плоче (температура површине плоче је нижа од температуре ваздуха) окренутој наниже, док негативни углови одговарају супротном случају.

Укупна густина топлотног флуksа која се с површине плоче ослободи укључује и густину топлотног флуksа зрачења, па је потребно вршити корекцију зрачења. Ова корекција износи око или мање од 10% укупне густине топлотног флуksа у зависности од угла инклинације. Добијене су две различите врсте резултата у зависности од тога да ли су углови инклинације позитивни или негативни.

Резултати указују да се сепарација граничног слоја, уочена на основу појаве скока у густини топлотног флуksа на одређеном растојању од почетне ивице плоче и за одређени позитивни угао инклинације, јавља пре појаве турбуленције у граничном слоју.

На основу експеримената које су спровели, *Hassan* и *Mohamed* предложили су корелације за одређивање локалних вредности *Nusselt*-овог броја дуж нагнуте равне плоче за случај природне конвекције. Интеграцијом локалних вредности *Nusselt*-овог броја на целој дужини плоче, добијене су корелације за одређивање средњих вредности *Nusselt*-овог броја и то за флуиде с вредношћу *Prandtl*-овог броја $Pr=0.7$, што одговара ваздуху.

За оне углове инклинације равне плоче и оне вредности производа *Rayleigh*-евог броја и косинуса угла инклинације ψ које су мање од граничних вредности датих у табели 2.4, струјање флуида преко равне плоче је ламинарно.

Табела 2.4 Углови инклинације равне плоче и одговарајуће вредности производа *Rayleigh*-евог броја и косинуса угла инклинације ψ при којима се мења режим струјања с ламинарног на турбулентни

$\psi,$ °	$Ra_{cr} \cdot \cos \psi,$ -
-75	$5.5 \cdot 10^6$
-60 до +15	$2.2 \cdot 10^9$
+30	$2.2 \cdot 10^8$
+45	$6.5 \cdot 10^7$
+60	$3.3 \cdot 10^6$

За позитивне углове инклинације и вредности $Ra \cdot \cos \psi$ веће од оних које су наведене у другој колони табеле 2.4, сепарација наступа пре преласка с ламинарног на турбулентни режим струјања флуида. За негативне углове инклинације сепарација се не очекује, а прелаз струјања флуида с ламинарног на

турбулентни режим одвија се при одређеној критичној вредности $Ra_{cr} \cdot \cos \psi$ (табела 2.4).

У опсегу углова инклинације $-60^\circ \leq \psi \leq +60^\circ$, средња вредност *Nusselt*-овог броја може се одредити према следећем изразу [17]:

$$Nu = K_1 + K_2 \cdot (Ra^m - K_3) \cdot (\cos \psi)^m, \quad (2.22)$$

где су вредности коефицијената K_1 , K_2 и K_3 , као и експонента m дате у табели 2.5, у зависности од угла инклинације равне плоче и то за случај било ламинарног, турбулентног или комбинованог струјања флуида (испрва ламинарно, а касније турбулентно) са или без појаве сепарације.

Табела 2.5 Вредности коефицијената K_1 , K_2 и K_3 , као и експонента m за израчунавање *Nusselt*-овог броја у зависности од угла инклинације

$\psi,^\circ$	K_1	K_2	K_3	m
-60 до +15	110	0.021	6150	0.4
+30	62	0.1	600	1/3
+45	45.5	0.11	400	1/3
+60	21.6	0.13	150	1/3

За угао инклинације $\psi = -75^\circ$ и $Ra \cdot \cos \psi \leq 5.5 \cdot 10^6$, средња вредност *Nusselt*-овог броја може се израчунати према следећој корелацији [17]:

$$Nu = 0.507 \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{1/4}. \quad (2.23)$$

За угао инклинације $\psi = +75^\circ$ и $Ra \cdot \cos \psi \leq 2.2 \cdot 10^6$, средња вредност *Nusselt*-овог броја може се израчунати према следећој корелацији [17]:

$$Nu = 0.59 \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{1/4}. \quad (2.24)$$

За велике хоризонталне равне плоче где се ефекти крајева могу занемарити, средња вредност *Nusselt*-овог броја може се израчунати помоћу следећих корелација [17]:

За $\psi = +90^\circ$

$$Nu = 0.135 \cdot Ra^{1/3} \quad (2.25)$$

За $\psi = -90^\circ$

$$Nu = 0.068 \cdot Ra^{1/3} \quad (2.26)$$

2.6.4 Резултати нумеричких симулација *Corcione*-а и осталих

Corcione и остали [22] спровели су нумеричка истраживања стационарне ламинарне природне конвекције с нагнутих танких плоча смештених у неограниченом простору испуњеном флуидом. Циљ је био да се одреде вредности *Nusselt*-овог броја за горњу и доњу површину равне нагнуте плоче за случај истовремене природне конвекције с обе стране у зависности од угла инклинације и за различите вредности *Prandtl*-овог броја. Осим тога, на основу доступних података, предложен је израз за одређивање критичне вредности *Rayleigh*-евог броја која означава појаву вртлога (турбуленције) у граничном слоју флуида који струји уз плочу. Израз за критичну вредност *Rayleigh*-евог броја представља функцију угла инклинације плоче ψ мереног у односу на вертикалу и има следећи облик [22]:

$$\log(Ra_{cr}) = 5 \cdot \cos \psi + 3.65 \quad (2.27)$$

и важи за углове инклинације $10^\circ \leq \psi \leq 80^\circ$.

Анализа је спроведена на танкој плочи коначне дужине, бесконачне ширине нагнуте под углом ψ у односу на верикалу и дебљине једнаке педесетом делу дужине плоче. Обе стране плоче загреване су подједнако, тако да њихова температура буде униформна. Сматра се да су бочне површине плоче топлотно изоловане. У том случају се топлота природном конвекцијом размењује само између површина плоче (не и с њених бочних површина) и околног флуида константне температуре која је нижа од температуре површина плоче.

На основу нумерички добијених резултата, *Corcione* и остали предложили су корелације за одређивање средње вредности *Nusselt*-овог броја за горњу површину плоче $(Nu)_U$, затим средње вредности *Nusselt*-овог броја за доњу површину плоче $(Nu)_D$ и средње вредности *Nusselt*-овог броја за обе површине плоче Nu . Ове корелације изведене су за случај истовремене природне конвекције с обе површине плоче и имају следеће облике:

$$(Nu)_U = 0.55 + \frac{0.71}{\left[1 + (0.72/Pr)^{9/16}\right]^{1/4}} \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{0.25}, \quad (2.28)$$

$$(\text{Nu})_D = 0.78 + \frac{0.66}{\left[1 + (0.72/\text{Pr})^{9/16}\right]^{9/25}} \cdot (\text{Ra} \cdot \cos \psi)^{0.25}, \quad (2.29)$$

$$\text{Nu} = 0.67 + \frac{0.69}{\left[1 + (0.72/\text{Pr})^{9/16}\right]^{9/20}} \cdot (\text{Ra} \cdot \cos \psi)^{0.25}. \quad (2.30)$$

Претходно наведене корелације могу се применити за следеће опсеге параметара ψ , Ra и Pr : $0^\circ \leq \psi \leq 75^\circ$, $10 \leq \text{Ra} \leq \min [10^7, \text{Ra}_{cr}]$ и $0.7 \leq \text{Pr} \leq 140$. Вредност за Ra_{cr} директно се може израчунати из једначине (2.27).

За случај размене топлоте с једне стране, када је друга термички изолована, корелација за израчунавање средње вредности *Nusselt*-овог броја има облик

$$\text{Nu}_{av} = 1 + \frac{0.642}{\left[1 + (0.72/\text{Pr})^{9/16}\right]^{9/25}} \cdot (\text{Ra} \cdot \cos \psi)^{0.25}, \quad (2.31)$$

који важи за следеће услове: $-75^\circ \leq \psi \leq 60^\circ$, $50 \leq \text{Ra} \leq \min [10^7, \text{Ra}_{cr}]$ и $0.7 \leq \text{Pr} \leq 140$.

Друга корелација има облик

$$\text{Nu}_{av} \cdot (\cos \psi)^{1/8} = 1 + \frac{0.63}{\left[1 + (0.72/\text{Pr})^{9/16}\right]^{9/20}} \cdot (\text{Ra} \cdot \cos \psi)^{0.25} \quad (2.32)$$

и важи за следеће услове: $-60^\circ \leq \psi \leq 60^\circ$, $10^3 \leq \text{Ra} \leq \text{Ra}_{cr}$ и $0.7 \leq \text{Pr} \leq 140$.

За случај размене топлоте с једне стране, када је друга термички изолована, позитивни углови одговарају горњој површини плоче, а негативни доњој.

3. КОРЕЛАЦИЈЕ ЗА ПРИРОДНУ КОНВЕКЦИЈУ КОД ИЗОТЕРМИЧКИХ ПЛОЧА

Како би се проценила густина флукса којим се топлота одводи принудном конвекцијом с вертикалних, нагнутих и хоризонталних изотермичких плоча, изведене су корелације облика:

$$\text{Nu}(\psi) = C(\psi) \cdot (\Pi_N)^n \quad (3.1)$$

где се Π_N дефинише као [24]

$$\Pi_N = \frac{\text{Ra}}{1 + 0.492/\text{Pr}} \quad (3.2)$$

Ове корелације сличне су корелацијама за вертикалне плоче и цилиндри из [24] и изведене су на основу постојећих емпиријских корелација [23,24], експерименталних података [19,51] и нумеричких резултата [21]. Према [14-26], корелације (3.1) могу се применити на сваку карактеристичну дужину, угао инклинације између 0 и 90° од вертикале и вредности *Prandtl*-овог броја од 0.001 до +∞.

Све нове корелације за природну конвекцију с изотермичких плоча и површина, заједно с ограничењима, режимима струјања, референцама и одговарајућим знацима, као и корелације за критичне вредности *Grashof*-овог броја Gr_{cr1} , Gr_{cr2} , Gr_{cr3} , Gr_{cr4} и Gr_{cr5} дате су даље у оквиру ове тачке. У наставку ће се показати да се предложене корелације веома добро подударају с постојећим корелацијама.

Критичне вредности *Grashof*-овог броја Gr_{cr1} и Gr_{cr2} односе се на горњу површину плоче и означавају почетак преласка с ламинарног на турбулентни режим струјања, при чему Gr_{cr1} важи за $0^\circ < \psi < 30^\circ$, а Gr_{cr2} за $30^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$. Gr_{cr3} означава почетак преласка с ламинарног на турбулентни режим струјања за доњу површину плоче. Поред тога, уколико је вредност *Grashof*-овог броја већа од Gr_{cr4} односно Gr_{cr5} , долази до сепарација граничног слоја уз горњу, односно доњу површину плоче, редом [18,19,23].

У даљем тексту биће објашњено како су добијене корелације за израчунавање критичних вредности *Grashof*-овог броја, као и корелације за природну конвекцију с изотермичких плоча и површина.

Што се тиче критичне вредности *Grashof*-овог броја за горњу површину плоче изнад које струјање флуида има турбулентну природу, у литератури је широко распрострањена употреба формуле коју су предложили *Corcione* и остали [22], а која има следећи облик:

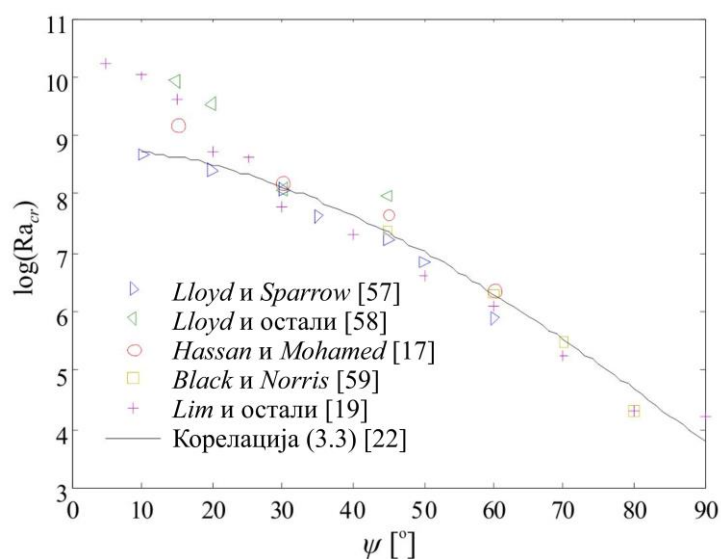
$$\text{Gr}_{cr2} = \frac{1}{\text{Pr}} \cdot 10^{(5 \cdot \cos \psi + 3.65)}. \quad (3.3)$$

Она важи за случај угла инклинације $\psi > 10^\circ$ [22]. Међутим, на основу резултата које су добили *Lloyd* и *Sparrow* [57], *Lloyd* и остали [58], *Hassan* и *Mohamed* [17], *Lim* и остали [19] и *Black* и *Norris* [59] (табела 3.1), види се да за угао од приближно $\psi = 30^\circ$ постоји дисконтинуитет функције критичног *Rayleigh*-евог броја од угла инклинације (слика 3.1). До вредности овог угла, критична вредност *Rayleigh*-евог броја је нешто виша од оне која се добија помоћу корелације (3.3), а за веће вредности угла ψ , вредности одговарају корелацији (3.3). Наведено се објашњава појавом сепарације граничног слоја [17,18,57]. У табели 3.1 приказане су критичне вредности *Rayleigh*-евог броја, а на слици 3.1, због боље прегледности, графички су приказане вредности њиховог логаритма основе 10. Овде треба имати на уму везу између *Rayleigh*-евог и *Grashof*-овог броја: $\text{Ra} = \text{Gr} \cdot \text{Pr}$.

На основу претходно реченог, долази се до закључка да за углове $\psi > 30^\circ$, за горњу површину нагнуте плоче треба користити корелацију (3.3), а за углове мање од ове вредности, треба извести другу корелацију која ће дати нешто више критичне вредности *Grashof*-овог броја од корелације (3.3).

Табела 3.1 Приказ познатих критичних вредности *Rayleigh*-евог броја изнад којих је струјање турбулентно уз горњу површину нагнуте плоче

ψ , [°]	Ra_{cr}				
	<i>Lloyd</i> и <i>Sparrow</i> [57], Pr=5.414	<i>Lloyd</i> и остали [58], Pr=2000	<i>Hassan</i> и <i>Mohamed</i> [17], Pr=0.71	<i>Black</i> и <i>Norris</i> [59], Pr=0.71	<i>Lim</i> и остали [19], Ra_{min} , Pr=2094
5	-	-	-	-	$1.57 \cdot 10^{10}$
10	$4.50 \cdot 10^8$	-	-	-	$1.05 \cdot 10^{10}$
15	-	$8.40 \cdot 10^9$	$1.56 \cdot 10^9$	-	$4.19 \cdot 10^9$
20	$2.50 \cdot 10^8$	$3.40 \cdot 10^9$	-	-	$5.23 \cdot 10^8$
25	-	-	-	-	$3.98 \cdot 10^8$
30	$1.20 \cdot 10^8$	$1.20 \cdot 10^8$	$1.56 \cdot 10^8$	-	$5.86 \cdot 10^7$
35	$4.20 \cdot 10^7$	-	-	-	-
40	-	-	-	-	$2.09 \cdot 10^7$
45	$1.70 \cdot 10^7$	$9.40 \cdot 10^7$	$4.61 \cdot 10^7$	$2.40 \cdot 10^7$	-
50	$6.80 \cdot 10^6$	-	-	-	$4.19 \cdot 10^6$
55	-	-	-	-	-
60	$7.70 \cdot 10^5$	-	$2.34 \cdot 10^6$	$2.00 \cdot 10^6$	$1.26 \cdot 10^6$
65	-	-	-	-	-
70	-	-	-	$3.00 \cdot 10^5$	$1.67 \cdot 10^5$
75	-	-	-	-	-
80	-	-	-	$2.00 \cdot 10^4$	$2.09 \cdot 10^4$
85	-	-	-	-	-
90	-	-	-	-	$1.67 \cdot 10^4$



Слика 3.1 Упоредни приказ критичних вредности *Rayleigh*-евог броја израчунатих помоћу корелације (3.3) и постојећих података за горњу површину нагнуте плоче

Из табеле 3.1 види се да код свих аутора недостају вредности *Rayleigh*-евог броја за угао инклинације $\psi=0$, тј. вертикални положај плоче.

За случај вертикалног положаја плоче или цилиндра, у литератури се најчешће налази на податак да је за вредност $Ra > 10^{11}$, струјање ваздуха уз

вертикалну површину турбулентно [23,24]. Све до ове вредности могући су прелазни режими струјања. Основни бездимензионални број Π_N близак је *Rayleigh*-евом броју поготово за веће вредности *Prandtl*-овог броја. Имајући то у виду и заменом вредности за *Prandtl*-ов број за ваздух у изразу (3.2), долази се до закључка да је турбулентни режим струјања флуида уз површину вертикалне плоче присутан у случају када је $Ra > 1.7 \cdot 10^{11}$. Како је $Ra = Gr \cdot Pr$, онда се критична вредност *Grashof*-овог броја изнад које је струјање уз површину вертикалне плоче турбулентно, може одредити помоћу следећег изрази:

$$Gr_{cr1(\psi=0)} = \frac{1.7 \cdot 10^{11}}{Pr} \quad (3.4)$$

Наведено веома добро одговара подацима које су добили *Eckert* и *Soehngen* [60], према којима до развијеног турбулентног струјања уз површине алуминијумске вертикалне плоче долази код вредности *Grashof*-овог броја $Gr > 3.8 \cdot 10^{11}$. Њихови резултати су добијени за алуминијумску плочу висине 0.91 m и ширине 0.46 m која је окружена ваздухом.

Према томе, за извођење корелације за израчунавање критичних вредности *Grashof*-овог броја Gr_{cr1} за углове $0^\circ < \psi < 30^\circ$ и горњу површину плоче, користе се подаци из [19] за средњу критичну вредност *Grashof*-овог броја (табела 3.2) и вредности израчунате помоћу изрази (3.4). Корелација Gr_{cr1} приказана је на слици 3.2 и има следећи облик:

$$Gr_{cr1} = \frac{1}{Pr} \cdot 10^{(24.258 - \cos\psi - 13.028)} \quad (3.5)$$

Табела 3.2 Критичне вредности *Grashof*-овог броја изнад којих је струјање турбулентно уз горњу површину плоче нагнуте под различитим угловима и које су одређене на основу експеримената *Lim*-а и осталих [19]

Аутор, референца и <i>Prandtl</i> -ов број	ψ , [°]												
	0	5	10	15	20	25	30	40	50	60	70	80	90
	Gr_{cr}												
<i>Lim</i> и остали [19], $Pr=2094$	-	$3.5 \cdot 10^7$	$2.8 \cdot 10^7$	$1.0 \cdot 10^7$	$2.0 \cdot 10^6$	$1.7 \cdot 10^6$	$1.3 \cdot 10^6$	$8.0 \cdot 10^4$	$4.0 \cdot 10^4$	$5.2 \cdot 10^3$	$6.5 \cdot 10^2$	$1.8 \cdot 10^2$	$8.0 \cdot 10^0$

Израз за критични *Grashof*-ов број Gr_{cr3} изнад којег је струјање уз доњу површину нагнуте плоче турбулентно, извешће се на основу резултата

експеримената које су спровели *Warneford* [44] и *Lock* и остали [61], а који су дати у табели 3.3. Наравно, овде треба водити рачуна да, за угао инклинације $\psi=0^\circ$ и одговарајућу вредност *Prandtl*-овог броја, критична вредност Gr_{cr3} која се односи на доњу површину плоче треба да буде идентична критичној вредности Gr_{cr1} која одговара горњој површини плоче, зато што су обе површине тада вертикалне. Према томе, корелација Gr_{cr3} важи за углове инклинације $0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$ и има следећи облик:

$$Gr_{cr3} = \frac{1.7 \cdot 10^{11}}{Pr} \cdot e^{(\psi \cdot \ln 2)/90}. \quad (3.6)$$

Критичне вредности *Grashof*-овог броја изнад којих долази до појаве сепарације граничног слоја уз горњу површину плоче, нагнуте под различитим угловима, описане су с Gr_{cr4} . Сепарација се може јавити како за ламинарни, тако и за турбулентни режим струјања флуида, при чему се за ламинарни режим јавља при нижим вредностима угла инклинације. Крива која описује зависност Gr_{cr4} од угла инклинације плоче израђена је на основу резултата истраживања које су спровели *Fujii* и *Imura* [18] и *Holman* [23], а који су дати у табели 3.4. Крива за Gr_{cr4} има исти облик као и крива за Gr_{cr2} само је транслаторно померена у складу с резултатима које су добили *Fujii* и *Imura* и *Holman*, јер се у опсегу између ове две критичне вредности налази област турбулентног струјања флуида. На тај начин дефинисани су режими струјања флуида за све вредности *Grashof*-овог броја у функцији угла инклинације уз горњу површину вертикалне плоче. Крива Gr_{cr4} има следећи облик:

$$Gr_{cr4} = \frac{1}{Pr} \cdot 10^{(5 \cdot \cos \psi + 4.9)}. \quad (3.7)$$

Табела 3.3 Резултати експеримената које су спровели *Warneford* [44] и *Lock* и остали [61] за критичне вредности *Grashof*-овог броја изнад којих је струјање турбулентно уз доњу површину плоче нагнуте под различитим угловима

Аутор, референца и <i>Prandtl</i> -ов број	ψ , [°]									
	0	10	20	30	40	50	60	70	80	
	$Gr_{cr} \cdot 10^{-11}$									
<i>Lock</i> и остали [61], $Pr=5$	0.25	1.15	1.10	1.05	1.10	1.40	2.00	2.50	3.00	
<i>Warneford</i> [44], $Pr=5$	0.126	0.270	-	-	-	-	-	-	-	

Табела 3.4 Критичне вредности *Grashof*-овог броја које означавају појаву сепарације граничног слоја уз горњу површину плоче нагнуте под различитим угловима

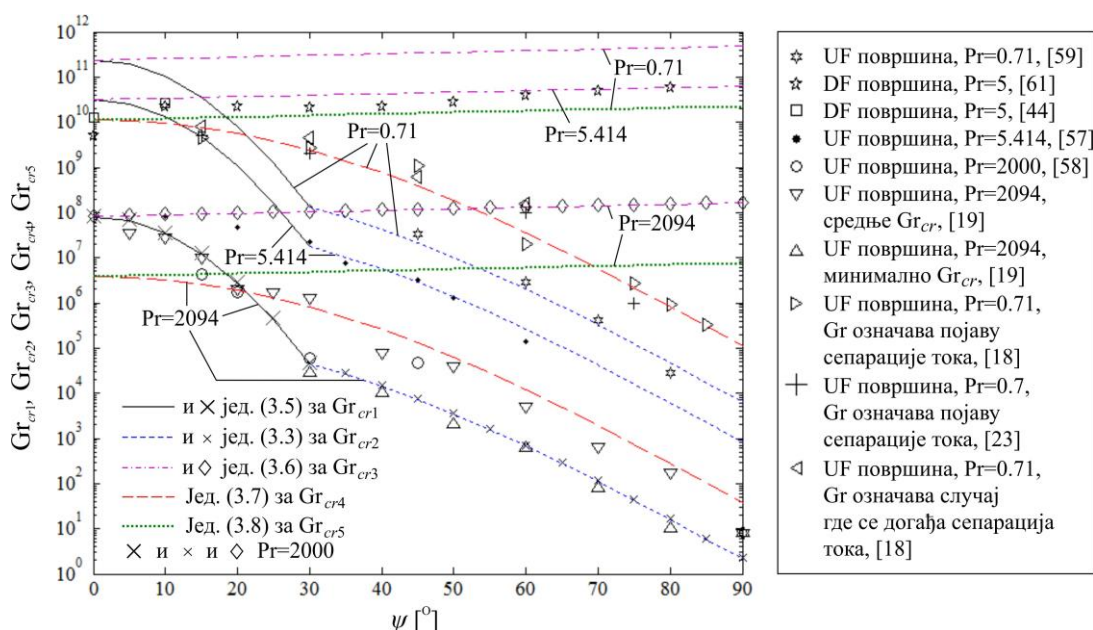
Аугор, референца и <i>Prandtl</i> -ов број	ψ , [°]						
	15	30	45	60	75	80	85
	Gr_{cr}						
<i>Fujii</i> и <i>Imura</i> [18], почетак сепарације, $Pr=0.71$	$4.45 \cdot 10^9$	$2.65 \cdot 10^9$	$1.12 \cdot 10^9$	$1.99 \cdot 10^7$	$2.65 \cdot 10^6$	$9.41 \cdot 10^5$	$3.38 \cdot 10^5$
<i>Fujii</i> и <i>Imura</i> [18], сепарација се одвија, $Pr=0.71$	$7.92 \cdot 10^9$	$4.45 \cdot 10^9$	$6.29 \cdot 10^9$	$1.58 \cdot 10^8$	-	-	-
<i>Holman</i> [23], $Pr=0.7$	$5.00 \cdot 10^9$	$2.00 \cdot 10^9$	-	$1.00 \cdot 10^8$	$1.00 \cdot 10^6$	-	-

Зависност критичне вредности *Grashof*-овог броја Gr_{cr5} од угла инклинације, изнад које долази до сепарације граничног слоја уз доњу површину плоче, добијена је тако што се водило рачуна да Gr_{cr4} и Gr_{cr5} треба да буду међусобно једнаки за случај вертикалног положаја (за $\psi=0^\circ$, јер су тада обе површине у истом положају) и одговарајућу вредност *Prandtl*-овог броја као и да је по облику идентична криви Gr_{cr3} .

Према томе, Gr_{cr5} израчунава се на следећи начин:

$$Gr_{cr5} = \frac{10^{9.9}}{Pr} \cdot e^{(\psi \cdot \ln 2)/90} \quad (3.8)$$

На следећем дијаграму упоређене су критичне вредности *Grashof*-овог броја израчунате помоћу израза (3.3) и (3.5–3.8) с одговарајућим подацима из литературе.



Слика 3.2 Упоредни приказ критичних вредности *Grashof*-овог броја и одговарајућих експерименталних података за различите углове инклинације и *Prandtl*-ове бројеве

У даљем тексту приказане су заједно све формуле за израчунавање критичних вредности *Grashof*-овог броја за нагнуте плоче с знаком површине и угла инклинације за које корелације важе:

$$Gr_{cr1} = \frac{1}{Pr} \cdot 10^{(24.258 \cdot \cos\psi - 13.028)} \quad \text{за UF површину и } 0^\circ < \psi < 30^\circ \quad (3.5)$$

$$Gr_{cr2} = \frac{1}{Pr} \cdot 10^{(5 \cdot \cos\psi + 3.65)} \quad \text{за UF површину и } 30^\circ \leq \psi \leq 90^\circ \quad (3.3)$$

$$Gr_{cr3} = \frac{1.7 \cdot 10^{11}}{Pr} \cdot e^{(\psi \cdot \ln 2)/90} \quad \text{за DF површину и } 0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ \quad (3.6)$$

$$Gr_{cr4} = \frac{1}{Pr} \cdot 10^{(5 \cdot \cos\psi + 4.9)} \quad \text{за UF површину и } 0^\circ < \psi \leq 90^\circ \quad (3.7)$$

$$Gr_{cr5} = \frac{10^{9.9}}{Pr} \cdot e^{(\psi \cdot \ln 2)/90} \quad \text{за DF површину и } 0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ \quad (3.8)$$

Претходне корелације важе за однос висине плоче према њеној ширини $H/W \leq 3.33$.

Имајући у виду горе наведене формуле, изведене су корелације за израчунавање *Nusselt*-овог броја за природну конвекцију с изотермичких плоча и површина. Све нове корелације, заједно с ограничењима, режимима струјања флуида, референцама и одговарајућим ознакама, дате су у табели 3.5.

Табела 3.5 Корелације за природну конвекцију с изотермичких плоча и површина

Геометрија		Опсег Gr	Режим струјања	Корелација		Референца	Јед.
Плоча	Повр.			$C(\psi)$	n		
		$Nu(\psi) = C(\psi) \cdot (\Pi_N)^n$ $\Pi_N = Ra / (1 + 0.492/Pr)$ Температура плоче је константна					
Вертикална, $\psi = 0^\circ$	SF ^a	$Gr \leq Gr_{cr4}$	Ламинар.	0.67	1/4	[24]	(3.9)
		$Gr_{cr1} \geq Gr > Gr_{cr4}$	Сепарац.	0.057	1/3	[19,23,59] ^u	(3.10)
		$Gr > Gr_{cr1}$	Турбулен.	0.1335	1/3	[23] ^u	(3.11)
		$Gr \leq Gr_{cr4}$ за $\psi < 21.42^\circ$, ^б		$0.376 + 0.294 \cdot (\cos \psi)^{1/4}$	1/4	[21,23,24] ^с	(3.12)
		$Gr \leq Gr_{cr1}$ за $21.42^\circ \leq \psi < 30^\circ$ или $Gr \leq Gr_{cr2}$ за $\psi \geq 30^\circ$	Ламинар.	$0.616 + 0.054 \cdot (\cos \psi)^{1/4}$	1/4	[23,24] ^ф	(3.13)
Нагнута, $0^\circ < \psi < 90^\circ$	UF	$Gr_{cr1} \geq Gr > Gr_{cr4}$ за $\psi < 21.42^\circ$ $Gr > Gr_{cr4}$ за $\psi \geq 21.42^\circ$	Сепарац.	$0.057 + 0.098 \cdot (\sin \psi)^{1/3}$	1/3	[19,23,59] ^u	(3.14)
		$Gr > Gr_{cr1}$ за $\psi < 21.42^\circ$, $Gr_{cr1} < Gr \leq Gr_{cr4}$ за $21.42^\circ \leq \psi < 30^\circ$ или $Gr_{cr2} < Gr \leq Gr_{cr4}$ за $\psi \geq 30^\circ$	Турбулен.	$0.1335 + 0.0456 \cdot (\sin \psi)^{1/3}$	1/3	[23] ^u	(3.15)
	DF	$Gr \leq Gr_{cr5}$	Ламинар.	$0.308 + 0.362 \cdot (\cos \psi)^{1/4}$	1/4	[21,23,24] ^с	(3.16)
		$Gr_{cr3} \geq Gr > Gr_{cr5}$	Сепарац.	$0.046 + 0.011 \cdot (\cos \psi)^{1/3}$	1/3	[19,23,59] ^u	(3.17)
		$Gr > Gr_{cr3}$	Турбулен.	$0.036 + 0.0975 \cdot (\cos \psi)^{1/3}$	1/3	[23] ^u	(3.18)
Хори- зонтална, $\psi = 90^\circ$	UF	$Gr \leq Gr_{cr2}$	Ламинар.	0.376	1/4	[21,23,24] ^с	(3.19)
		$Gr > Gr_{cr4}$	Турбулен.	0.616	1/4	[23,24] ^ф	(3.20)
	DF	$Gr_{cr2} < Gr \leq Gr_{cr4}$	Ламинар.	0.1791	1/3	[23] ^u	(3.22)
		$Gr \leq Gr_{cr5}$	Ламинар.	0.308	1/4	[21,17,18] ^с	(3.23)
		$Gr_{cr3} \geq Gr > Gr_{cr5}$	Сепарац.	0.046	1/3	[13,23,59] ^u	(3.24)
	$Gr > Gr_{cr3}$	Турбулен.	0.036	1/3	[23] ^u	(3.25)	

^a Скраћеница за бочну површину (енг. *side facing*).

^б Угао инклинације од 21.42° добијен је из $Gr_{cr1} = Gr_{cr4}$.

^u Корелације изведене на основу експеримената с нагнутим плочама које су спровели *Lim* и остали [19], експеримената с нагнутим цилиндрима које су спровели *Neo* и *Chung* [51] и корелација које су дали *Churchill* и *Chu* (за ламинарно струјање уз површине вертикалне плоче) [23], *Black* и *Norris* (за турбулентно струјање уз горњу површину хоризонталне плоче) [59] и *McAdams* (за ламинарно струјање уз доњу површину хоризонталне плоче) [23].

^u Корелације изведене на основу корелација које су дали *Churchill* и *Chu* (за прелазне и турбулентне режиме уз површине вертикалне плоче) [23], *Fujii* и *Imura* (за турбулентно струјање уз горњу површину хоризонталне плоче) [18,23] и *McAdams* (за ламинарно струјање уз доњу површину хоризонталне плоче) [23].

^с Корелације изведене на основу корелација које су дали *Arpaci* и остали (за ламинарно струјање уз површине вертикалне плоче) [24] и *McAdams* (за ламинарно струјање уз површине хоризонталне плоче) [23] и нумеричких студија које су спровели *Wei* и остали (за ламинарно струјање уз површине хоризонталне плоче) [21].

^ф Корелације изведене на основу корелација које су дали *Arpaci* и остали (за ламинарно струјање уз површине вертикалне плоче) [24] и *McAdams* (за ламинарно струјање уз површине хоризонталне плоче) [23]. Ове две корелације примењују се само на ламинарну природну конвекцију с горње површине загрејане плоче када је њена доња површина топлотно изолована.

Према [18], након што дође до сепарације граничног слоја, може се сматрати да је вредност *Nuselt*-овог броја за горњу површину хоризонталне плоче у сагласности с *Churchill*-овом и *Chu*-овом корелацијом за прелазна и турбулентна струјања уз површине вертикалне плоче [62], што је такође у сагласности с *Black*-

овом и *Norris*-овом корелацијом за турбулентно струјање уз горњу површину хоризонталне плоче [59]. Осим тога, опште је познато да експонент *Rayleigh*-евог броја или основног бездимензионалног броја у изразу за израчунавање *Nusselt*-овог броја за случај турбулентног струјања има вредност $n=1/3$, а за случај ламинарног $n=1/4$. Према томе, експонент n у изразу (3.1) има вредност $n=1/3$ за случај када дође до сепарације флуида и/или када је он турбулентан, док за случај ламинарног граничног слоја, експонент n има вредност $n=1/4$. Сходно томе, у изразу за коефицијент C у табели 3.5, чланови $\cos\psi$ или $\sin\psi$ имају експонент $1/3$ ако долази до одвајања граничног слоја и/или ако је струјање турбулентно, односно $1/4$ у случају да је струјање ламинарно.

У изразима (3.12–3.18) коефицијент C дефинисан је као комбинација константе и променљиве која зависи од угла инклинације плоче (табела 3.5). Он је дефинисан на основу чињенице да се израз за *Nusselt*-ов број за вертикалну плочу може применити и на плочу нагнуту под углом ψ , ако се у изразу за *Grashof*-ов број гравитациона константа g замени производом $g \cdot \cos\psi$ [23,46,63,64]. Вредности коефицијента C у корелацијама (3.12–3.18) одређене су тако да су за граничне положаје нагнуте плоче (вертикални и хоризонтални), вредности *Nusselt*-овог броја израчунате помоћу ових корелација у складу с вредностима *Nusselt*-овог броја израчунатих помоћу најчешће коришћених формула за те положаје. Притом, водило се рачуна да се у изразу (3.1) користи основни бездимензионални број Pe_N који представља функцију *Rayleigh*-евог и *Prandtl*-овог броја.

На пример, корелација (3.13) за $\psi=90^\circ$, добија се тако што се *McAdams*-ова формула за израчунавање *Nusselt*-овог броја за горњу површину хоризонталне плоче $Nu=0.54 \cdot Ra^{1/4}$ [23], изједначи с корелацијом (3.1) и одреди непознат коефицијент C . *McAdams*-ова формула важи за ваздух као флуид који окружује плочу, тако да је коефицијент C израчунат за *Prandtl*-ов број $Pr=0.71$. За вертикални положај ($\psi=0^\circ$), коефицијент C има вредност 0.67, што је у складу с корелацијом коју су предложили *Arpaci* и остали [24]. С обзиром да корелације које су предложили *Arpaci* и остали (за ламинарно струјање уз површине вертикалне плоче) и *McAdams* (за ламинарно струјање уз површине хоризонталне плоче), важе само за ламинарну природну конвекцију с горње површине загрејане плоче када је њена доња површина топлотно изолована, онда и корелација (3.13)

важи за исте услове. Из тог разлога изведена је корелација (3.12) која важи за случај истовремене конвекције с обе стране плоче. Корелација (3.12) добијена је на исти начин као и корелација (3.13), с том разликом што је у овом случају вредност *McAdams*-овог израза за *Nusselt*-ов број смањена за 39%. То је учињено зато што према [21], *Nusselt*-ов број израчунат за горњу површину хоризонталне плоче, када је доња термички изолована, треба смањити за 39% да би се добила вредност *Nusselt*-овог броја за горњу површину хоризонталне плоче за случај истовремене конвекције с обе њене стране.

Експерименти изведени у [19] и [51], показали су да сепарација граничног слоја с површина вертикалне плоче може бити моделирана коришћењем корелације коју су дали *Churchill* и *Chu* за ламинарно струјање дуж површина вертикалне плоче и цилиндара:

$$\text{Nu} = 0.68 + \frac{0.67 \cdot \text{Ra}^{1/4}}{\left[1 + (0.492/\text{Pr})^{9/16}\right]^{4/9}} \quad (3.26)$$

Према томе, корелација (3.14) за случај вертикалног положаја плоче ($\sin\psi=0$), добијена је тако што се вредност *Nusselt*-овог броја израчуната помоћу формуле (3.26), за $\text{Ra}=7.23 \cdot 10^{12}$ [19] и $\text{Pr}=0.71$, изједначи с формулом (3.1) и одатле изрази коефицијент *C*.

Резултати из [19] односе се на вредности *Nusselt*-овог броја за ламинарно и турбулентно струјање које су добијене на основу вредности *Grashof*-овог броја већих од критичних изнад којих се јавља сепарација (слика 2.6). Према томе, резултати из [19] могу се употребити за извођење корелације за израчунавање *Nusselt*-овог броја када долази до појаве сепарације.

За случај хоризонталног положаја, корелација (3.14) изведена је на исти начин као и за вертикални положај, само је у овом случају формула (3.1) изједначена с формулом коју су предложили *Fujii* и *Imura*

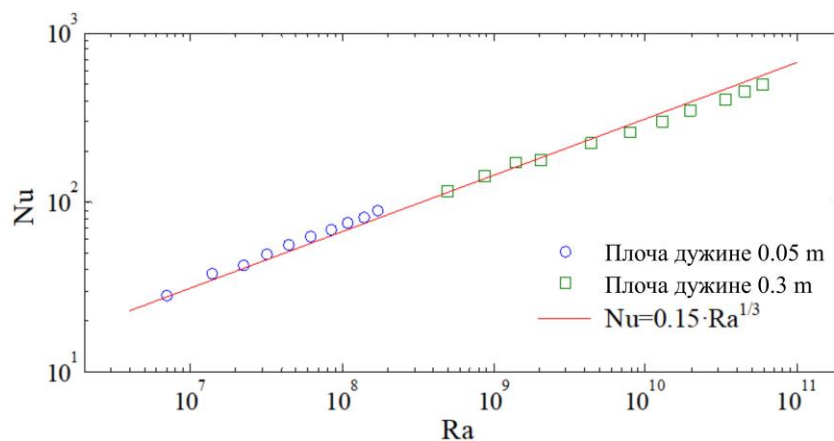
$$\text{Nu} = 0.13 \cdot \text{Ra}^{1/3}, \quad (3.27)$$

која важи за горњу површину хоризонталне плоче, турбулентно струјање флуида с појавом сепарације и $\text{Ra} > 5 \cdot 10^8$.

Вредности *Nusselt*-овог броја које се добијају помоћу корелације (3.14) за хоризонтални положај плоче подударују се с вредностима које се добијају помоћу

корелација које су дали *Churchill* и *Chu* [62] за прелазно и турбулентно струјање уз површину вертикалне плоче и *Black* и *Norris* за турбулентно струјање уз горњу површину хоризонталне плоче [59].

Корелација (3.15) важи за турбулентно струјање уз горњу површину нагнуте плоче. Том проблематиком бавили су се *Fujii* и *Imura* [18] у својим експериментима, због чега су њихови резултати употребљени за извођење ове корелације. Ови аутори мерили су вредност *Nusselt*-овог броја за различите вредности *Rayleigh*-евог броја за случај хоризонталног положаја плоче, а резултати мерења приказани су на слици 3.3. Струјање флуида за све вредности *Rayleigh*-евог броја са слике 3.3 било је турбулентно.



Слика 3.3 Експериментално одређене вредности *Nusselt*-овог у функцији од *Rayleigh*-евог броја за горњу површину хоризонталне плоче [18] и корелација којом су оне апроксимирани

На основу резултата које су добили *Fujii* и *Imura*, изведена је следећа корелација за *Nusselt*-ов број:

$$Nu = 0.15 \cdot Ra^{1/3}, \quad (3.28)$$

која најбоље апроксимира експерименталне податке са слике 3.3.

Корелација (3.15) која се односи на хоризонтални положај плоче ($\psi=90^\circ$) добијена је тако што се вредност *Nusselt*-овог броја израчуната помоћу формуле (3.28) за $Pr=0.71$, изједначи с формулом (3.1) и одатле изрази коефицијент *C*.

За случај вертикалног положаја, корелација (3.15) изведена је применом исте процедуре као и за хоризонтални положај, само је у овом случају формула (3.1) изједначена с формулом коју су дали *Churchill* и *Chu* [62]:

$$\text{Nu}^{1/2} = 0.825 + \frac{0.387 \cdot \text{Ra}^{1/6}}{\left[1 + (0.492/\text{Pr})^{9/16}\right]^{8/27}} \quad (3.29)$$

Пошто формула (3.15) када је $\psi=0^\circ$ важи за $\text{Gr} > \text{Gr}_{cr1}$, односно за $\text{Ra} > \text{Ra}_{cr1} = 10^{11.23}$, то значи да се корелација (3.15) која одговара нагнутој плочи за $\psi=0^\circ$ своди на корелацију (3.11) која важи за вертикалну плочу. Опсег *Rayleigh*-евог броја за који важе корелације (3.28) и (3.29) одговара опсегу *Rayleigh*-евог броја где је дефинисана корелација (3.15), јер је она помоћу ових корелација и изведена.

Код плоче у вертикалном положају, за доњу и горњу површину важи исти принцип у погледу размене топлоте природном конвекцијом. Због тога корелације (3.16–3.18) које се односе на доњу површину нагнуте плоче и корелације (3.12–3.15) које се односе на горњу површину нагнуте плоче за случај вертикалног положаја ($\psi=0^\circ$) дају исте вредности *Nusselt*-овог броја.

Вредности коефицијената у корелацији (3.16) која се односи на хоризонтални положај нагнуте плоче одређене су за $\text{Pr}=0.7$ помоћу следеће *McAdams*-ове корелације [23]:

$$\text{Nu} = 0.27 \cdot \text{Ra}^{1/4} \quad (3.30)$$

Nusselt-ов број за доњу површину плоче у опсегу вредности *Rayleigh*-евог броја који одговара сепарацији граничног слоја (3.17), израчунат је на основу експеримената које су извршили *Lim* и остали [19]. У [19] су дате измерене вредности *Nusselt*-овог броја за доњу површину плоче за све положаје од хоризонталног до вертикалног и за вредности *Rayleigh*-евог броја које одговарају сепарацији граничног слоја. Наиме, са слике 2.8, за $\psi=90^\circ$, очитана је вредност *Nusselt*-овог броја $\text{Nu}=888$ и изједначена с изразом (3.1). Како је дијаграм на слици 2.8 израђен за $\text{Pr}=2094$ и $\text{Ra}=7.23 \cdot 10^{12}$, то је и непознати коефицијент *C* из ове једнакости одређен за наведене вредности параметара Pr и Ra .

Из истог разлога је и корелација (3.18) која се односи на хоризонтални положај одређена на основу *McAdams*-ове корелације (3.30) за случај *Rayleigh*-евог броја $\text{Ra}=\text{Ra}_{cr3}=3.4 \cdot 10^{11}$ и *Prandtl*-овог броја $\text{Pr}=0.71$.

Јасно је да се корелације (3.12–3.18) могу свести управо на корелације за вертикалну позицију плоче или на корелације за хоризонталну позицију плоче заменом одговарајуће вредности за угао ψ у њима.

Док су једначине (3.17) и (3.24) изведене на основу експерименталних резултата за плочу с $H/W=11.67$, све остале корелације изведене су из доступних података о плочама с $H/W \leq 3.33$ и $0.001 \leq Pr \leq 4173$. Стога, однос $H/W \leq 3.33$ и разматрани опсег *Prandtl*-овог броја могу се увести као ограничавајући критеријуми за једначине (3.9–3.25) и критичне вредности *Grashof*-овог броја.

3.1 Валидација изведених корелација за природну конвекцију

У овом поглављу изведене су нове корелације за израчунавање *Nusselt*-овог броја за горњу и доњу површину нагнуте плоче и то за случај ламинарне и турбулентне природне конвекције са или без појаве сепарације граничног слоја. Корелације важе за случај истовремене конвекције с обе стране плоче, с изузетком корелације (3.12) која важи за случај ламинарне природне конвекције с горње површине загрејане плоче када је њена доња површина топлоотно изолована. Све нове корелације заједно с ограничењима која се односе на положај, тј. угао инклинације и опсеге вредности *Rayleigh*-евог броја у којима важе, дате су у табели 3.5. Ове корелације, заједно с корелацијама за принудну конвекцију које ће бити изведене у следећем поглављу, уграђене су у аналитички модел описан у седмом поглављу и служе, између осталог, за израчунавање температуре PV модула, његовог степена искоришћења на тој температури и електричне снаге на прикључним крајевима PV модула.

У циљу валидације развијених корелација, овде ће корелације из табеле 3.5 бити упоређене с неким од најчешће коришћених емпиријских корелација за средњу вредност *Nusselt*-овог броја, као и одговарајућим експериментално и нумерички одређеним вредностима за *Nusselt*-ов број. У табелама 3.6–3.10 дате су вредности *Nusselt*-овог броја за различите углове инклинације плоче и различите вредности *Prandtl*-овог и *Rayleigh*-евог броја које су нумерички добили *Corcione* и остали [22], а експериментално *Hasan* и *Mohamed* [17], *Heo* и *Chung* [46] и *Lim* и остали [19]. Подаци су дати табеларно да би се прецизно могла утврдити одступања *Nusselt*-овог броја израчунатог помоћу предложених корелација из

табеле 3.5 и постојећих података. На сликама 3.4–3.8 графички су приказани подаци за вредности *Nusselt*-овог броја из табела 3.6–3.10, редом, где су они упоређени с вредностима које се добијају помоћу корелација из табеле 3.5. Графички приказ дат је како би се показало да се предложене корелације из табеле 3.5 подударају с одговарајућим корелацијама из литературе за одговарајуће вредности *Prandtl*-овог и *Rayleigh*-евог броја.

Табела 3.6 Вредности *Nusselt*-овог броја из литературе добијене експерименталним и нумеричким путем за случај ламинарног струјања

Референца	ψ , [°]															
	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
	Nu															
<i>Corcione</i> и остали [22] ^a	7.05	7.04	7.02	7.00	6.94	6.88	6.82	6.75	6.65	6.53	6.41	6.29	6.11	5.92	5.72	5.48
<i>Corcione</i> и остали [22] ^b		-		19.02		-	18.60		-	17.82		-	16.61		-	
<i>Corcione</i> и остали [22] ^u		-		18.91		-	18.38		-	17.46		-	16.06		-	
<i>Hasan</i> и <i>Mohamed</i> [17] ^d	18.3		-	18.1		-	17.7		-	16.8		-	15.4		-	15.2
<i>Heo</i> и <i>Chung</i> [51] ^e	429															

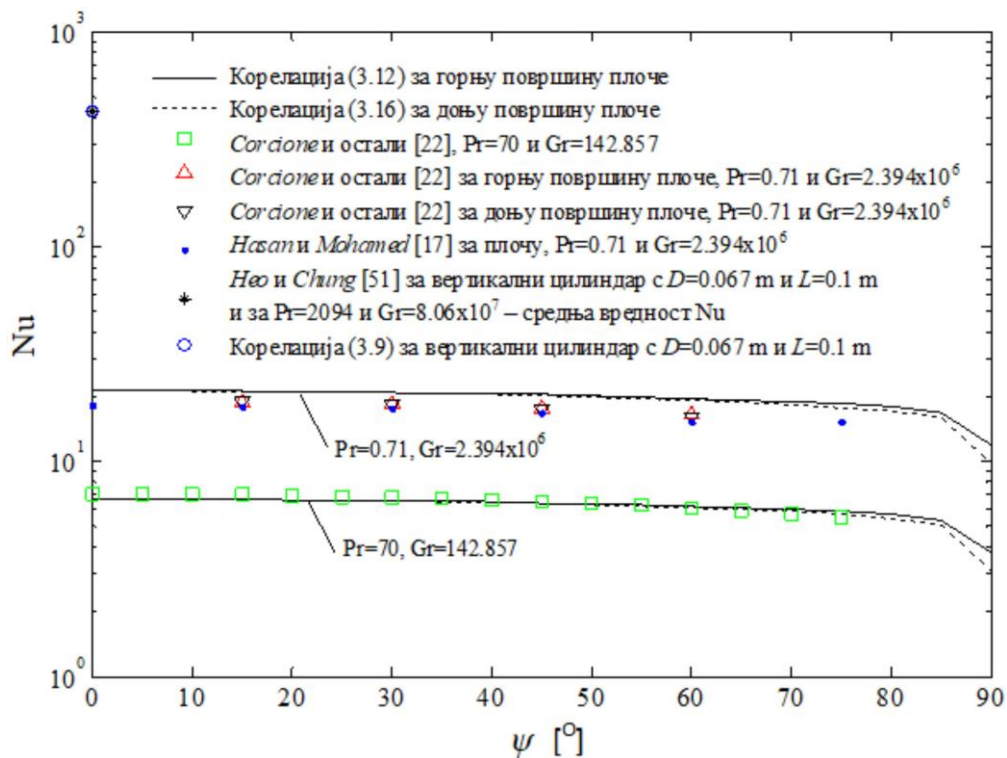
^a За плочу, Pr=70 и Gr=142.857

^b За плочу, UF површину, Pr=0.71 и Gr=2.394·10⁶

^u За плочу, DF површину, Pr=0.71 и Gr=2.394·10⁶

^d За плочу, Pr=0.71 и Gr=2.394·10⁶

^e За вертикални цилиндар с D=0.067 m и L=0.1 m, за Pr=2094 и Gr=8.06·10⁷ – средња вредност Nu

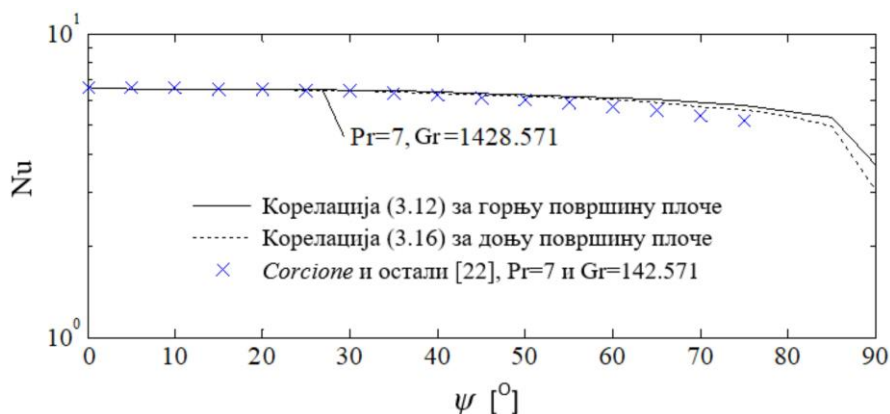


Слика 3.4 Упоредни приказ *Nusselt*-овог броја израчунатог коришћењем корелација из табеле 3.5 и релевантних података из литературе за случај ламинарног струјања

Табела 3.7 Вредности *Nusselt*-овог броја за нагнуту плочу из литературе добијене нумеричким путем за случај ламинарног струјања и различите углове инклинације

Референца	ψ , [$^{\circ}$]															
	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
	Nu															
<i>Corcione</i> и остали [16] ^a	6.64	6.62	6.60	6.58	6.54	6.50	6.46	6.36	6.25	6.14	6.03	5.90	5.75	5.57	5.36	5.15

^a За плочу, $Pr=7$ и $Gr=1428.571$

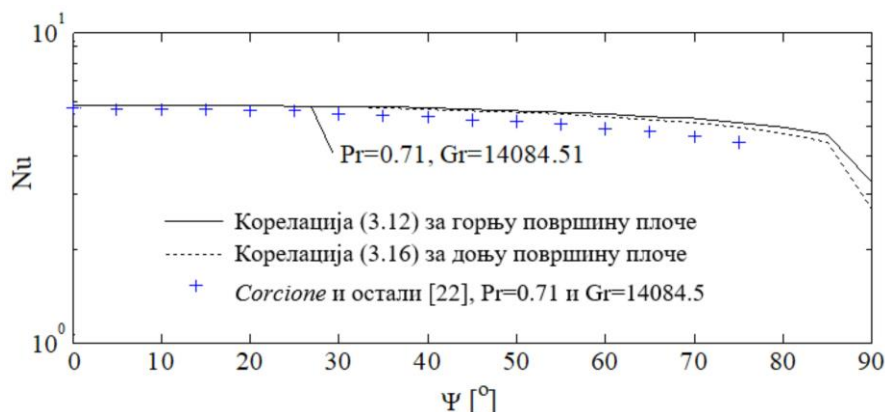


Слика 3.5 Упоредни приказ *Nusselt*-овог броја израчунатог коришћењем корелација из табеле 3.5 и релевантних података из литературе за случај ламинарног струјања

Табела 3.8 Вредности *Nusselt*-овог броја за нагнуту плочу из литературе добијене нумеричким путем за случај ламинарног струјања и различите углове инклинације

Референца	ψ , [°]															
	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75
<i>Corcione</i> и остали [22] ^a	5.70	5.68	5.65	5.63	5.60	5.57	5.50	5.43	5.36	5.26	5.16	5.05	4.92	4.78	4.61	4.43

^a За плочу, $Pr=0.71$ и $Gr=14084.51$



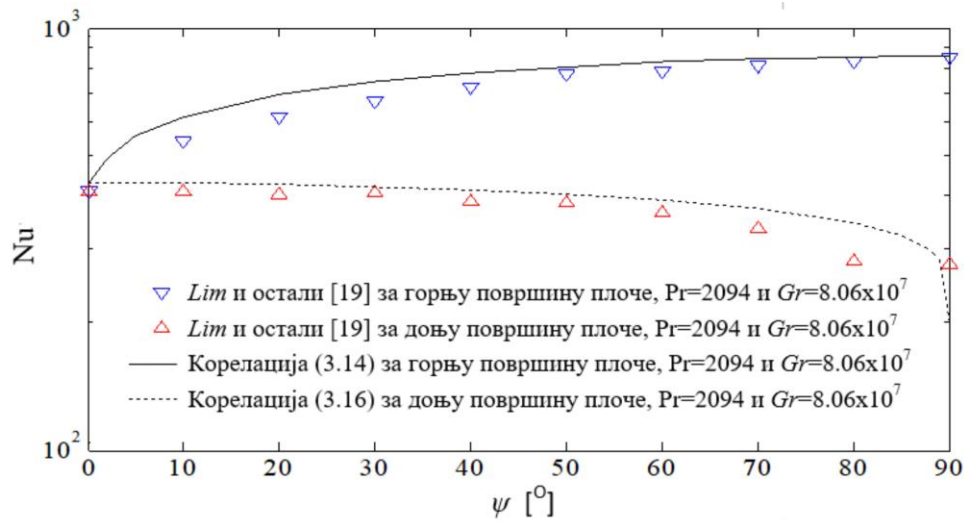
Слика 3.6 Упоредни приказ *Nusselt*-овог броја израчунатог коришћењем корелација из табеле 3.5 и релевантних података из литературе за случај ламинарног струјања

Табела 3.9 Вредности *Nusselt*-овог броја за нагнуту плочу из литературе добијене експерименталним путем за случај ламинарног струјања са сепарацијом граничног слоја и различите углове инклинације

Референца	ψ , [°]									
	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90
<i>Lim</i> и остали [19] ^a	410	540	615	670	725	775	790	815	835	855
<i>Lim</i> и остали [19] ^b	410	410	405	408	390	385	365	335	280	275

^a За горњу површину плоче, $Pr=2094$ и $Gr=8.06 \cdot 10^7$

^b За доњу површину плоче, $Pr=2094$ и $Gr=8.06 \cdot 10^7$



Слика 3.7 Упоредни приказ *Nusselt*-овог броја израчунатог коришћењем корелација из табеле 3.5 и релевантних података из литературе за случај ламинарног струјања са сепарацијом граничног слоја

Табела 3.10 Вредности *Nusselt*-овог броја из литературе добијене експерименталним путем за случај турбулентног струјања са сепарацијом граничног слоја и различите углове инклинације

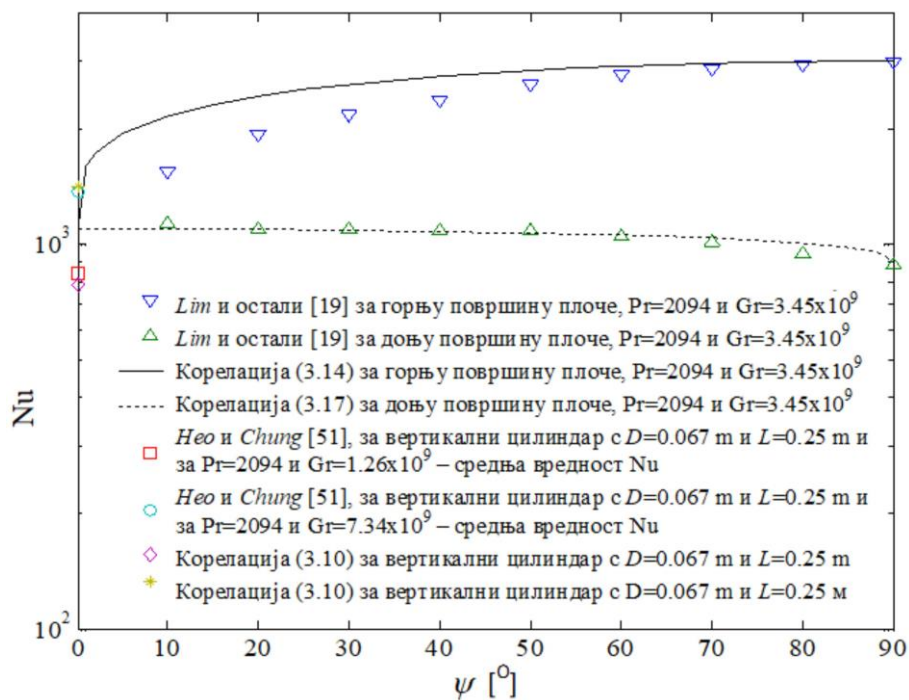
Референца	ψ , [°]									
	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90
	Nu									
<i>Lim</i> и остали [19] ^a	-	1550	1925	2163	2375	2600	2763	2850	2925	2988
<i>Lim</i> и остали [19] ^b	1175	1138	1100	1100	1088	1087	1050	1013	950	888
<i>Heo</i> и <i>Chung</i> [51] ^u	840					-				
<i>Heo</i> и <i>Chung</i> [51] ^z	1375					-				

^a За горњу површину плоче, $Pr=2094$ и $Gr=3.45 \cdot 10^9$

^b За доњу површину плоче, $Pr=2094$ и $Gr=3.45 \cdot 10^9$

^u За вертикални цилиндар с $D=0.067$ m и $L=0.25$ m, за $Pr=2094$ и $Gr=1.26 \cdot 10^9$ – средња вредност Nu

^z За вертикални цилиндар с $D=0.067$ m и $L=0.45$ m, за $Pr=2094$ и $Gr=7.34 \cdot 10^9$ – средња вредност Nu



Слика 3.8 Упоредни приказ *Nusselt*-овог броја израчунатог коришћењем корелација из табеле 3.5 и релевантних података из литературе за случај турбулентног струјања са сепарацијом граничног слоја

Слике 3.4–3.8 садрже упоредни приказ корелација (3.9), (3.10), (3.12), (3.14), (3.16) и (3.17) и нумеричких и експерименталних резултата које су добили *Corcione* и остали [22], *Hassan* и *Mohamed* [17], *Heo* и *Chung* [51] и *Lim* и остали [19]. Ове слике показују да се вредности *Nusselt*-овог броја добијене помоћу предложених корелација из табеле 3.5 добро подударају с одговарајућим подацима из литературе.

Према сликама 3.4–3.6, вредност *Nusselt*-овог броја достиже свој максимум за угао инклинације од $\psi=0^\circ$. Вредност *Nusselt* -овог броја се постепено смањује с повећањем угла инклинације ψ и свој минимум достиже за $\psi=90^\circ$. До изузетка долази у случајевима ламинарних и турбулентних струјања са сепарацијом граничног слоја с горње површине када *Nusselt*-ов број достигне минималну вредност за $\psi=0^\circ$ и максималну за $\psi=90^\circ$, како је приказано на сликама 3.7 и 3.8.

Корелације за ламинарну природну конвекцију без појаве сепарације граничног слоја за горњу и доњу површину плоче показују сличне тенденције уз веома мале разлике. Највеће одступање између њих јавља се у случају хоризонталног положаја плоче, тј. за угао $\psi=90^\circ$ (слике 3.4–3.6). Релативне

грешке између експерименталних или нумеричких података и података добијених помоћу предложених корелација за нагнуте плоче мање су од 28.37% за ламинарни режим са и без појаве сепарације граничног слоја (слике 3.4–3.6), а мање од 28.2% за турбулентни режим с појавом сепарације граничног слоја (слика 3.8). Максималне релативне грешке добијене су за случај поређења с експерименталним резултатима које су добили *Lim* и остали [19], тј. за плоче димензија $0.1 \text{ m} \times 0.03 \text{ m}$ и $0.35 \text{ m} \times 0.03 \text{ m}$ и то за горњу површину. Код осталих плоча, грешке су дефинитивно мање, тј. у опсегу од 0 до 15%.

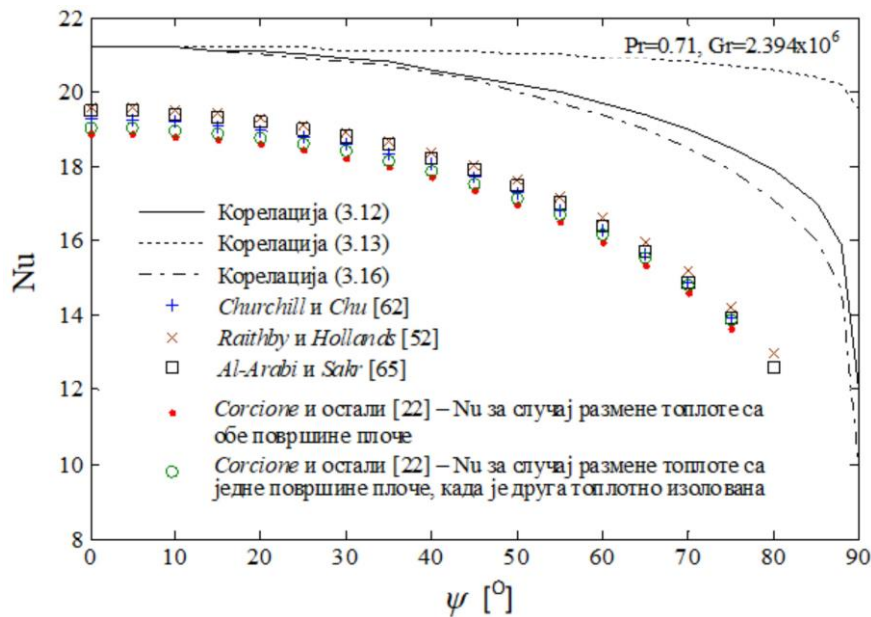
Утицај угла инклинације на ламинарну природну конвекцију с изотермичке плоче за $Pr=0.71$ и $Gr=2.394 \cdot 10^6$ приказан је на слици 3.9. Слика 3.9 приказује поређења између једначина (3.12), (3.13) и (3.16) с једне стране и корелација које су наведене у табели 3.11, заједно с ограничењима која се односе на опсег њихове примене, с друге стране. У постојећој литератури доступан је велики број корелација за ламинарну природну конвекцију, с обзиром да се нагнута плоча окружена ваздухом често сусреће у пракси. Како би се обезбедило поређење, у овом раду одабране су неке од најчешће коришћених емпиријских корелација за *Nusselt*-ов број.

Табела 3.11 Најчешће коришћене корелације за ламинарну природну конвекцију

Реф.	Корелација	Опсег Ra	Опсег Pr	Опсег ψ	Бр. јед.
<i>Churchil и Chu</i> [62]	$Nu = 0.68 + \frac{0.67 \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{1/4}}{\left[1 + (0.492/Pr)^{9/16}\right]^{4/9}}$	$10^{-1} \leq Ra \leq 10^{12}$	Непознато	$0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$	(3.31)
<i>Raithby и Hollands</i> [52]	$Nu = \left[(Nu_i)^m + (Nu_t)^m \right]^{1/m}, m = 6$ $Nu_i = \frac{2}{\ln(1 + 2/Nu^T)}$ $Nu^T = \bar{C}_i \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{1/4}$ $\bar{C}_i = \frac{0.671}{\left[1 + (0.492/Pr)^{9/16}\right]^{4/9}}$ $Nu_t = \frac{\bar{C}_i \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{1/3}}{1 + 1.4 \cdot 10^9 \cdot Pr / (Ra \cdot \cos \psi)^{1/3}}$ $\bar{C}_i = \frac{0.13 \cdot Pr^{0.22}}{(1 + 0.61 \cdot Pr^{0.81})^{0.42}} \approx 0.103 \text{ за гасове}$	$10^{-1} \leq Ra \leq 10^{12}$	$0.7 \leq Pr \leq 2000$	$0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$	(3.32)
<i>Al-Arabi и Sakr</i> [65]	$Nu = 0.54 \cdot (Gr_{av} \cdot Pr \cdot \cos \psi)^{1/4}$	$1.15 \cdot 10^5 \leq Gr_{av} \cdot Pr \cdot \cos \psi \leq (Gr_{av} \cdot Pr)_c$ $(Gr_{av} \cdot Pr)_c = \frac{2 \cdot 10^9}{e^{2.94 \cdot \psi}}$		$0^\circ \leq \psi \leq 80^\circ$	(3.33)
<i>Corcione и остали</i> [22] ^a	$Nu = 0.67 + \frac{0.69}{\left[1 + (0.72/Pr)^{9/16}\right]^{9/20}} \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{0.25}$	$10 \leq Ra \leq \min [10^7, Ra_{cr}]$ $Ra_{cr} = 10^{(5 \cdot \cos \psi + 3.65)}$		$0^\circ \leq \psi \leq 75^\circ$	(3.34)
<i>Corcione и остали</i> [22] ^b	$Nu_{av} = 1 + \frac{0.642}{\left[1 + (0.72/Pr)^{9/16}\right]^{9/25}} \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{0.25}$	$50 \leq Ra \leq \min [10^7, Ra_{cr}]$	$0.7 \leq Pr \leq 140$	$0^\circ \leq \psi \leq 60^\circ$ - UF страна $0^\circ \leq \psi \leq 75^\circ$ - DF страна	(3.35)

^a Nu за размену топлоте с обе стране плоче

^b Nu за размену топлоте с једне стране плоче, када је друга топлотно изолована



Слика 3.9 Упоредни приказ корелација из табеле 3.5 и најчешће коришћених корелација за ламинарну природну конвекцију из табеле 3.11

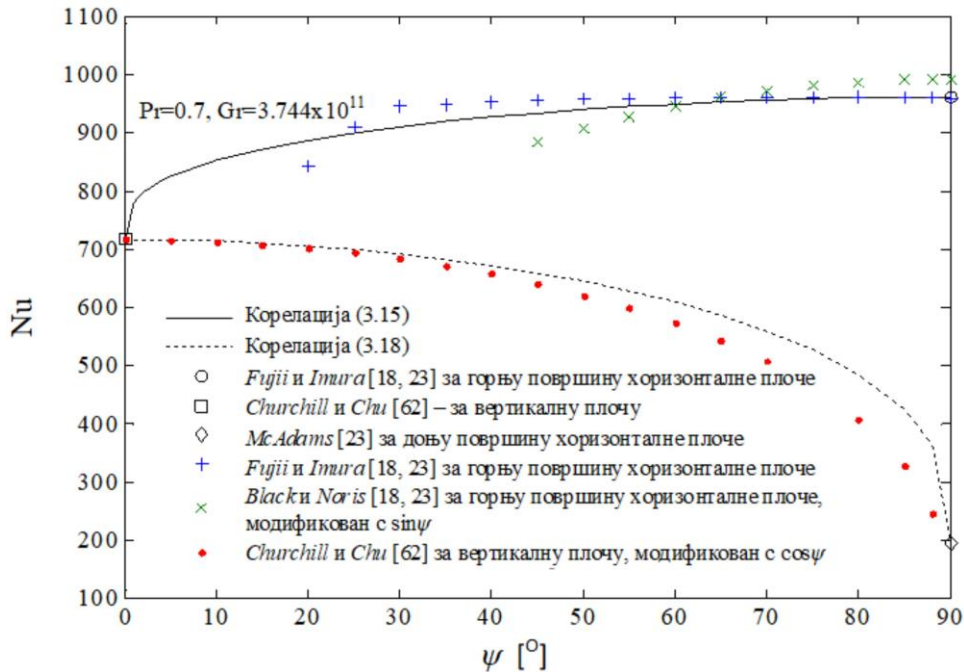
Ефекат угла инклинације на турбулентну природну конвекцију с изотермичке плоче димензија $4 \text{ m} \times 10 \text{ m}$ за $Pr=0.7$ и $Gr=3.744 \cdot 10^{11}$ приказан је на слици 3.10. На овој слици дат је упоредни приказ корелација (3.15) и (3.18) с корелацијама наведеним у табели 3.12. У неким од ових корелација, *Rayleigh*-ев број Ra је модификован са $\sin \psi$ или $\cos \psi$.

Табела 3.12 Најчешће коришћене корелације за турбулентну природну конвекцију

Референца	Корелација	Опсег Ra	Опсег Pr	Опсег ψ	Ред. бр.
<i>Fujii</i> и <i>Imura</i> [18,23]	$Nu = 0.15 \cdot Ra^{1/3}$	$5.7 \cdot 10^8 \leq Ra \leq 6 \cdot 10^{10}$	$1 \leq Pr \leq 10$	$\psi = 90^\circ$	(3.36)
<i>Churchil</i> и <i>Chu</i> [62]	$Nu^{1/2} = 0.825 + \frac{0.387 \cdot Ra^{1/6}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{1/4}}$	$10^{-1} \leq Ra \leq 10^{12}$	$0 \leq Pr \leq \infty$	$\psi = 0^\circ$	(3.37)
<i>McAdams</i> [23]	$Nu = 0.27 \cdot Ra^{1/4}$	$10^5 \leq Ra \leq 10^{11}$	$Pr = 0.71$	$\psi = 90^\circ$	(3.38)
<i>Fujii</i> и <i>Imura</i> [18,23]	$Nu = 0.15 \cdot [(Gr \cdot Pr)^{1/3} - (Gr_c \cdot Pr)^{1/3}] + 0.56 \cdot (Gr_c \cdot Pr \cdot \cos \psi)^{1/4}$ $Gr_c = 10^{5 \cdot \cos \psi + 3.65} / Pr$	$2.5 \cdot 10^8 \leq Gr \cdot Pr$ & $Gr \cdot Pr \leq 1.1 \cdot 10^{11}$	$1 \leq Pr \leq 10$	$0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$	(3.39)
<i>Black</i> и <i>Norris</i> [59] ^a	$Nu = 0.155 \cdot (Ra \cdot \sin \psi)^{1/3}$	$4 \cdot 10^7 \leq Ra \leq 3 \cdot 10^{10}$	$Pr = 0.72$	$45^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$	(3.40)
<i>Churchil</i> и <i>Chu</i> [62] ^b	$Nu^{1/2} = 0.825 + \frac{0.387 \cdot (Ra \cdot \cos \psi)^{1/6}}{[1 + (0.492/Pr)^{9/16}]^{1/4}}$	$10^{-1} \leq Ra \leq 10^{12}$	$0 \leq Pr \leq \infty$	$0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$	(3.41)

^a Корелација за Nu модификована са $\sin \psi$

^b Корелација за Nu модификована с $\cos \psi$



Слика 3.10 Упоредни приказ корелација из табеле 3.5 и најчешће коришћених корелација за турбулентну природну конвекцију из табеле 3.12

На основу слике 3.9, закључује се да корелације (3.12), (3.13) и (3.16) прате трендове вредности одабраних корелација, иако дају различите релативне грешке. Најмање грешке забележене су између ове три једначине и корелације коју су дали *Raithby* и *Hollands* [52]. На пример, једначине (3.12), (3.13) и (3.16) за $\psi = 75^\circ$ дају грешке у односу на поменути корелацију које редом износе 29.91%, 45.36% и 25.7%. Ове грешке могу се објаснити чињеницом да корелација коју су предложили *Raithby* и *Hollands* представља аритметичку средину просечне вредности *Nusselt*-овог броја за горњу површину плоче и просечне вредности *Nusselt*-овог броја за доњу површину плоче, наравно, у поређењу с једначинама (3.12), (3.13) и (3.16). Поред тога, у овим једначинама дати су очекивани трендови вредности, али и веће вредности *Nusselt*-овог броја израчунате помоћу корелације коју су предложили *Raithby* и *Hollands*.

Према слици 3.10, једначина (3.15) прати тренд вредности корелације коју су дали *Fujii* и *Imura* [18,23] између инклинација од $20-90^\circ$, као и тренд вредности корелације коју су дали *Black* и *Norris* [59] између инклинација од $45-90^\circ$. За горњу површину добијена је максимална релативна грешка од 5.59%. На слици 3.10 такође је приказано да једначина (3.18) прати тренд вредности модификоване корелације коју су дали *Churchill* и *Chu*. Стандардна корелација коју су предложили *Churchill* и *Chu* [62] за прелазна и турбулентна струјања дуж површина вертикалне плоче модификована је са $\cos\psi$. Релативне грешке између једначине (3.18) и модификоване корелације *Churchill*-а и *Chu*-а мање су од 18.8% за $0^\circ \leq \psi \leq 80^\circ$.

4. КОРЕЛАЦИЈЕ ЗА ПРИНУДНУ КОНВЕКЦИЈУ КОД ИЗОТЕРМИЧКИХ ПЛОЧА

У току експлоатације PV модула инсталираних на отвореном, постоји велика вероватноћа да ће брзина ветра бити већа од нуле у току читавог животног века модула. Према томе, корелације за прорачун *Nusselt*-овог броја развијене у претходном поглављу које се односе на случај када је брзина ветра једнака нули не могу да се користе за случај када је брзина ветра већа од нуле. У литератури постоји велики број различитих корелација које су истраживачи развили за прорачун коефицијената размене топлоте принудном конвекцијом било директно, било преко *Nusselt*-овог броја. Разлике између појединих корелација које се односе на исте услове експлоатације PV модула достижу и неколико десетина процената. Према томе, поставља се питање која је корелација најпогоднија за моделирање процеса размене топлоте између површина PV модула и околине под дејством ветра. У следећој табели дато је неколико корелација које се користе за принудну конвекцију.

Табела 4.1 Неке од најчешће коришћених корелација за прорачун коефицијената размене топлоте принудном конвекцијом на површинама PV модула.

Референца	Корелација	Напомена	Јед.
<i>McAdams</i> [27]	$h=5.7+3.8 \cdot v_w$	Равна плоча, $v_w < 5$ m/s, глатка површина, паралелно струјање	(4.1)
<i>Nusselt</i> и <i>Jürges</i> [28]	$h=5.8+3.95 \cdot v_w$	Равна плоча, $v_w < 5$ m/s, глатка површина, паралелно струјање	(4.2)
<i>Watmuff</i> и остали [29]	$h=2.8+3 \cdot v_w$	Модификована реф. [28], искључен допринос зрачења и природне конвекције	(4.3)
<i>Jürges</i> [30]	$h=7.11 \cdot v_w^{0.775}$	Равна плоча, $5 < v_w < 24$ m/s, глатка површина, паралелно струјање	(4.4)
<i>McAdams</i> [27]	$h=7.2 \cdot v_w^{0.78}$	Корелација добијена на основу података из [28,30], $v_w > 5$ m/s, глатка равна површина	(4.5)
<i>Kendoush</i> [31]	$h=0.848 \cdot k \cdot (\cos \beta \cdot v_w \cdot \text{Pr}/\nu)^{0.5} \cdot d^{0.5}$	Угао β је угао између правца нормале на површину плоче и правца вектора брзине ветра, а d је 1/2 дужине плоче по правцу вектора брзине ветра	(4.6)
<i>Sparrow</i> и <i>Tien</i> [32]	$h=\rho \cdot c_p \cdot v_w \cdot 0.931 \cdot \text{Re}^{-0.5} \cdot \text{Pr}^{-2/3}$	Нагнута квадратна плоча 0.76 m x 0.76 m	(4.7)
<i>Sparrow</i> и остали [33]	$h=\rho \cdot c_p \cdot v_w \cdot 0.86 \cdot \text{Re}^{-0.5} \cdot \text{Pr}^{-2/3}$	Нагнута правоугаона плоча	(4.8)
<i>Shakerin</i> [34]	$h=\rho \cdot c_p \cdot v_w \cdot 1.23 \cdot \text{Re}^{-0.5} \cdot \text{Pr}^{-2/3}$	Правоугаона равна плоча инсталирана на крову, угао правца вектора брзине ветра у односу на плочу $\alpha < 40^\circ$	(4.9)

Табела 4.1 – наставак

Референца	Корелација	Напомена	Јед.
<i>Shakerin</i> [34]	$h = \rho \cdot c_p \cdot v_w \cdot 0.9 \cdot \text{Re}^{-0.5} \cdot \text{Pr}^{-2/3}$	Правоугаона равна плоча инсталирана на крову, угао правца вектора брзине ветра у односу на плочу $\alpha \geq 40^\circ$	(4.10)
<i>Turgut</i> и <i>Onur</i> [35]	$\text{Nu} = 0.78 \cdot \text{Re}^{0.5}$	Нагнута правоугаона плоча	(4.11)
<i>Motwani</i> и остали [36]	$\text{Nu} = 0.056 \cdot \text{Re}^{0.77}$	Нагнута правоугаона плоча, $0.2 \cdot 10^5 \leq \text{Re} \leq 3.5 \cdot 10^5$	(4.12)
<i>Abdel-Moneim</i> [37]	$\text{Nu} = 0.657 \cdot \text{Re}^{0.563} \cdot (1 - \sin \alpha)^{0.08}$	Нагнута правоугаона плоча, $0.9 \cdot 10^5 \leq \text{Re} \leq 9 \cdot 10^5$	(4.13)
<i>Sartori</i> [38]	$\text{Nu} = 5.74 \cdot v_w^{4/5} \cdot L^{-1/5}$	Паралелно струјање, турбулентни режим струјања	(4.14)

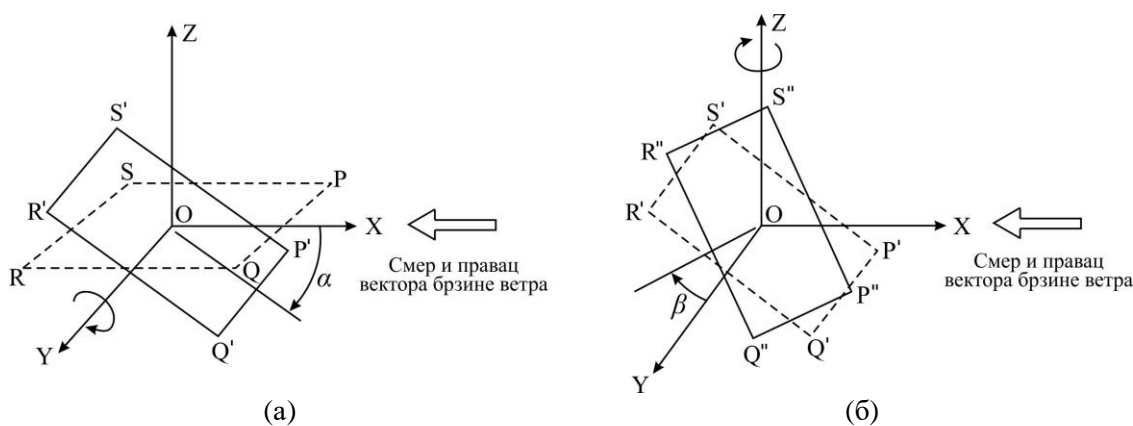
Корелације приказане у претходној табели најчешће се користе за моделирање процеса размене топлоте принудном конвекцијом између површина PV модула и околног ваздуха. Изузев ових, постоји још много корелација које служе истој сврси [66]. Може се приметити да осим корелација (4.6) и (4.13), све друге корелације не узимају у обзир положај PV модула у односу на правац вектора брзине ветра (угао α). Уз то, корелације (4.1–4.5) не обухватају утицај димензија плоче (карактеристичне дужине). Међутим, показало се да, иако мали, постоји утицај угла инклинације PV модула у односу на правац вектора брзине ветра на коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом с PV модула на околни ваздух [31–35, 39–43].

У овом поглављу ће се, на основу доступних података, дефинисати зависност коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом с PV модула на околни ваздух од параметара као што су угао између правца вектора брзине ветра и равни PV модула, брзине ветра и димензија PV модула (карактеристичне дужине). У даљем тексту биће описани експерименти других истраживача, који се односе на поменути зависност.

Један од првих радова који се може применити у сврху одређивања коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом за плоче, спровели су *Nusselt* и *Jürges* [28]. На основу њихових истраживања, *McAdams* [27] је предложио корелацију (4.1) која представља најшире коришћену корелацију у моделирању, симулацијама и одговарајућим прорачунима. Претпоставља се да она укључује и губитке енергије одведене зрачењем и природном конвекцијом. До ове корелације аутори су дошли на основу експеримената спроведених на

бакарној плочи димензија $0.5 \text{ m} \times 0.5 \text{ m}$ у вертикалном положају с паралелним струјањем ваздуха уз плочу [66].

Истраживања *Nusselt*-а и *Jürges*-а спроведена су још 1922. године. Касније, осамдесетих година, истраживачи су поново почели озбиљније да истражују утицај различитих параметара на коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом с површина PV модула. Тако су *Sparrow* и *Tien* [32] 1977. године спровели експерименте у којима су одредили средњу вредност овог коефицијента. У експериментима је коришћена квадратна плоча нагнута под одређеним углом у односу на правац вектора брзине ветра. *Reynolds*-ов број је међан у опсегу $2 \cdot 10^4 \leq Re \leq 1 \cdot 10^5$. Коришћена је техника сублимације нафталена. Сублимација нафталена је раширена метода за индиректно одређивање коефицијента размене топлоте код принудног струјања. Код ове методе се уместо објекта који се налази унутар струје флуида употребљавају узорци нафталена у облику кугластих зрна. При томе, морају се испунити посебни захтеви који се односе на одређена својства зрна важна за репродуктивност мерења, попут хомогене густине и једнаке површине. Осим што је међан угао по вертикали (елевација) између правца вектора брзине ветра и плоче (угао α), посматрана је и промена коефицијента конвекције с променом угла између правца вектора брзине ветра и плоче по хоризонтали (азимут – угао β). Слика 4.1 илуструје ова два угла.



Слика 4.1 Илустрација (а) угла α и (б) угла β

Референтне нулте вредности углова α и β приказане су испрекиданим линијама на слици 4.1. Угао α формира се ротацијом плоче PQRS око OY осе (слика 4.1а), док се угао β формира ротацијом плоче P'Q'R'S' ($\alpha, \beta = 0$) око осе OZ (слика 4.1б).

Sparrow и *Tien* мењали су угао α у опсегу $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$. Експериментима је утврђено да је коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом h тек незнатно осетљив на промену углова α и β . Промена коефицијента h с променом угла β у истраженом опсегу $0^\circ \leq \beta \leq 45^\circ$ мања је од 1% [32]. Према томе, за практичне прорачуне може се сматрати да коефицијент конвекције h не зависи од угла β , што је у складу с резултатима истраживања које су публиковали *Motwani* и остали [36], као и *Abdel-Moneim* [37]. Ово је последица тродимензионалне природе ветра. Добијени резултати су представљени с две корелације, за углове $\alpha=25^\circ$ и $\alpha=45^\circ$ и углове $\alpha=65^\circ$ и $\alpha=90^\circ$. Разлика између ове две корелације износи око 4%.

Kind и остали [40] су 1983. мерили вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом за горњу површину PV модула инсталираног на крову стамбене куће. Симулације су извршене у аеротунелу на моделу који је 32 пута мањи од реалних димензија објекта. Димензије модула износиле су $0.229 \text{ m} \times 0.076 \text{ m}$. Добијени резултати показали су да је коефицијент h осетљив на промену правца вектора брзине ветра, али потпуно неосетљив на промену карактеристика ветра и детаље конструкције зграде на којој је PV модул инсталиран [40]. Истраживања су спроведена за брзине ветра од 3 до 18 m/s и вредности *Reynolds*-овог броја од $1.6 \cdot 10^4$ до $8.2 \cdot 10^4$. Као карактеристична дужина коришћена је дужина PV модула од 0.076 m. Модел куће је направљен од полистирена како би били смањени губици енергије одведене кондукцијом. Ипак, с доње стране модела PV модула су инсталирана 4 термопара помоћу којих је процењена топлота одведена кондукцијом с ове стране модела.

Такође је процењена топлота која је зрачењем одведена с друге стране модела PV модула према околини. Губици енергије одведене кондукцијом и зрачењем одузети су од укупне топлотне енергије да би се добили губици енергије одведени само принудном конвекцијом између предње површине колектора и амбијента. Типична температура површине грејача била је око $55 \text{ }^\circ\text{C}$, док је температура ваздуха износила $25 \text{ }^\circ\text{C}$. То значи да је температура флуида у танком слоју уз површину колектора за коју се одређују термофизичке карактеристике ваздуха била $T_{film}=40 \text{ }^\circ\text{C} = 313.157 \text{ K}$. Подаци су дати графички, као зависност *Stanton*-овог броја St у функцији од *Reynolds*-овог броја, односно

$h/(\rho \cdot v_w \cdot c_p) = f(v_w \cdot L_c / \nu)$. У табели 4.2 приказани су резултати симулација које су извршили *Kind* и остали. Осим очитаних вредности *Reynolds*-овог и *Stanton*-овог броја из [40], у табели 4.2 дате су и брзине ветра и њима одговарајуће вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом за различите вредности угла ветра α . Ове брзине добијене су на основу израза за *Reynolds*-ов број, односно:

$$v_w = \text{Re} \cdot \nu / L_c, \quad (4.15)$$

водећи рачуна да је карактеристична дужина $L_c = 0.076$ m, а $\nu = 16.62 \cdot 10^{-6}$ m²/s кинематичка вискозност при $T_{film} = 313.157$ K [47]. Коефицијент конвекције h израчунат је помоћу израза за *Stanton*-ов број ($\text{St} = h / (\rho \cdot v_w \cdot c_p)$) и његове очитане вредности, тј. $h = \text{St} \cdot \rho \cdot v_w \cdot c_p$. Густина ρ и специфична топлота ваздуха c_p одговарају температури $T_{film} = 313.157$ K и износе $\rho = 1.139$ kg/m³ и $c_p = 1007$ J/(kg·K).

Табела 4.2 Вредности *Reynolds*-овог и *Stanton*-овог броја очитане из [40], израчунате вредности брзине ветра и њима одговарајуће вредности коефицијента конвекције h

α , [°]	Re (за $L_c = 0.076$ m) [-]	St, [-]	v_w , [m/s]	Re (за $L_c = 4 \cdot P / O = 0.114$ m)* [-]	h , [W/(m ² ·K)]
0	$1.62 \cdot 10^4$	0.0086	3.5427	$0.2430 \cdot 10^5$	34.9449
	$4.38 \cdot 10^4$	0.0058	9.5784	$0.6570 \cdot 10^5$	63.7196
	$7.68 \cdot 10^4$	0.0048	16.7949	$1.1520 \cdot 10^5$	92.4641
	$8.15 \cdot 10^4$	0.00466	17.8228	$1.2225 \cdot 10^5$	95.2608
60	$1.6 \cdot 10^4$	0.0067	3.4989	$0.2400 \cdot 10^5$	26.8881
	$3.28 \cdot 10^4$	0.0047	7.1728	$0.4920 \cdot 10^5$	38.6669
	$5.53 \cdot 10^4$	0.004	12.0932	$0.8295 \cdot 10^5$	55.4823
	$8.235 \cdot 10^4$	0.00324	18.0086	$1.2352 \cdot 10^5$	66.9234

* Где је P површина, а O обим плоче

Franceu и *Paraioannou* [39] нису директно мерили коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом h , већ су одређивали губитке енергије с горње површине соларног колектора за различите вредности брзине ветра и угла α . Средња вредност коефицијента размене топлоте конвекцијом и зрачењем (за горњу и доњу површину) израчуната је помоћу израза

$$U_L = \frac{\dot{m} \cdot c_p \cdot (T_{in} - T_{out})}{A \cdot (T_p - T_a)}, \quad (4.16)$$

где је:

- \dot{m} – масени проток воде у kg/s,
- c_p – специфична топлота воде у kJ/(kg·°C),
- T_{in} – температура воде на улазу у колектор у °C,
- T_{out} – температура воде на излазу из колектора у °C,
- A – површина колектора у m²,
- T_p – средња температура горње површине колектора у °C,
- T_a – температура амбијента у °C.

Губици енергије с доње и бочних површина колектора одузети су од укупних губитака да би се добио коефицијент размене топлоте конвекцијом и зрачењем само с горње површине колектора U_t . Површина колектора износила је 1.8 m² (1.75 m × 1.03 m).

Измерене вредности коефицијента U_t за различите вредности брзине ветра и угла α дате су у табели 4.3.

На основу вредности за U_t , могу се израчунати одговарајуће вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом, знајући да важи [67]

$$U_t = \left[\frac{N}{\left(\frac{M}{T_p}\right) \cdot \left(\frac{T_p - T_a}{N + f}\right)^{0.33} + \frac{1}{h}} \right]^{-1} + \frac{\sigma \cdot (T_p + T_a) \cdot (T_p^2 + T_a^2)}{\left[\varepsilon_p + 0.05 \cdot N \cdot (1 - \varepsilon_p)\right]^1 + \left[\frac{2 \cdot N + f - 1}{\varepsilon_g}\right] - N} \quad (4.17)$$

где је:

- $f = (1 + 0.04 \cdot h + 0.0005 \cdot h^2) \cdot (1 + 0.091 \cdot N)$ – фактор ветра у W/(m²·K),
- $M = 250 \cdot [1 - 0.0044 \cdot (\alpha - 90)]$ – фактор нагиба модула у степенима,
- h – коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом, у W/(m²·K),
- N – број слојева стакла,
- ε_g – коефицијент емисије стакла,
- ε_p – коефицијент емисије соларних ћелија (силицијума),
- σ – Stefan-Boltzmann-ова константа, $\sigma = 5.6 \cdot 10^{-8}$ W/(m²·K⁴).

Вредности за h из израза (4.17) израчунате су за вредности угла α од 30° и 55° и следеће вредности параметара: $N=1$, $T_p=32^\circ\text{C}$, $T_a=20^\circ\text{C}$ и $\varepsilon_g = \varepsilon_p=0.94$.

Табела 4.3 Измерене вредности за U_i и v_w [39] и њима одговарајуће вредности коефицијента конвекције h

Угао α , [$^\circ$]	U_i , [W/(m ² ·K)]	v_w , [m/s]	Re, [-]	h , [W/(m ² ·K)]
30	4.5	1	$0.7822 \cdot 10^5$	5.96
	5.52	2	$1.5644 \cdot 10^5$	7.86
	6.72	4	$3.1288 \cdot 10^5$	10.44
	6.5	5	$3.9110 \cdot 10^5$	9.94
55	3.88	1	$0.7822 \cdot 10^5$	4.93
	4.59	2	$1.5644 \cdot 10^5$	6.12
	5.27	3	$2.3466 \cdot 10^5$	7.37
	5.77	5	$3.9110 \cdot 10^5$	8.36

Најопсежније експерименте на тему одређивања коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом у функцији од угла инклинације равне плоче с обзиром на правац вектора брзине ветра, спровео је *Shakerin* [34]. Експерименти су изведени за пет различитих вредности угла α (0° , 30° , 45° , 60° и 90°) и опсег вредности *Reynolds*-овог броја $5.8 \cdot 10^4 \leq \text{Re} \leq 2.5 \cdot 10^5$. Интересантно је напоменути да је *Shakerin* утврдио да до појаве сепарације граничног слоја уз нагнуту равну плочу долази за углове $\alpha < 40^\circ$, док се за веће вредности угла тока не одваја од површине плоче. Након сепарације, струјање уз равну плочу постаје турбулентно. Из тог разлога, предложене су две корелације за прорачун коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом: једна за углове α до 40° и једна за углове α од 40° до 90° .

Сви експерименти изведени су с правоугаоном равном плочом димензија $0.302 \text{ m} \times 0.292 \text{ m}$ и дебљине 0.01 m . Плоча је инсталирана на моделу куће направљеном од иверице. Испод плоче налазио се слој стиропора дебљине 0.0635 m , како би се избегли нежељени губици енергије с доње стране плоче. Мерења су вршена у аеротунелу. Губици енергије одведене кондукцијом кроз блок стиропора, као и губици енергије одведене зрачењем (који су процењени на 4% од губитака енергије одведене конвекцијом), одузети су од укупне топлотне енергије при одређивању коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом.

Овде нису мерене вредности коефицијента h , већ вредности тзв. *Colburn*-овог фактора j који се рачуна према следећем изразу:

$$j = St \cdot Pr^{2/3} = \frac{h}{\rho \cdot c_p \cdot v_w} \cdot Pr^{2/3}, \quad (4.18)$$

где су све променљиве већ дефинисане. Врло често, истраживачи при одређивању коефицијента h одређују *Colburn*-ов фактор зато што је његова вредност иста и у процесима размене топлоте и у процесима размене масе, тако да се мерењем количине пренете масе индиректно одређује коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом. Тако је и *Shakerin* у свом раду одређивао вредности фактора j у функцији од *Reynolds*-овог броја. У табели 4.4, приказани су резултати ових мерења. На основу вредности *Reynolds*-овог броја, као и израза (4.15), израчунате су брзине ветра, водећи рачуна да карактеристична дужина износи $L_c=0.297$ m. Кинематичка вискозност $\nu=16.62 \cdot 10^{-6}$ m²/s очитана је за вредност средње температуре флуида у филм-слоју $T_{film}=313.157$ K [47]. Када су израчунате брзине ветра, одређене су и њима одговарајуће вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом помоћу израза (4.18), тј.

$$h = j \cdot \rho \cdot c_p \cdot v_w \cdot Pr^{-2/3}. \quad (4.19)$$

Густина ваздуха ρ , специфична топлота ваздуха c_p и *Prandtl*-ов број за ваздух одређени су за температуру $T_{film}=313.157$ K и редом износе: $\rho=1.139$ kg/m³, $c_p=1007$ J/(kg·K) и $Pr=0.71$.

Табела 4.4 Вредности *Colburn*-овог фактора и *Reynolds*-овог броја очитане из [34], као и израчунате вредности брзине ветра и њима одговарајуће вредности коефицијента конвекције h

α [°]	Re, [-]	j , [-]	v_w , [m/s]	h , [W/(m ² ·K)]
0	$5.82 \cdot 10^4$	$4.766 \cdot 10^{-3}$	3.0225	21.4320
	$9.41 \cdot 10^4$	$3.9 \cdot 10^{-3}$	4.8870	28.3557
	$1.165 \cdot 10^5$	$3.54 \cdot 10^{-3}$	6.0503	31.8651
	$1.36 \cdot 10^5$	$3.44 \cdot 10^{-3}$	7.0630	36.1479
	$1.51 \cdot 10^5$	$3.34 \cdot 10^{-3}$	7.8420	38.9681
	$1.65 \cdot 10^5$	$3.26 \cdot 10^{-3}$	8.3094	40.3017
30	$7.15 \cdot 10^4$	$4.455 \cdot 10^{-3}$	3.7133	24.6116
	$1.42 \cdot 10^5$	$3.175 \cdot 10^{-3}$	7.3746	34.8351
	$1.665 \cdot 10^5$	$3.065 \cdot 10^{-3}$	8.6470	39.4303
	$1.82 \cdot 10^5$	$2.9 \cdot 10^{-3}$	9.4519	40.7807
	$1.99 \cdot 10^5$	$2.775 \cdot 10^{-3}$	10.3348	42.6679
	$7.63 \cdot 10^4$	$3.25 \cdot 10^{-3}$	3.9625	19.1599
45	$1.233 \cdot 10^5$	$2.575 \cdot 10^{-3}$	6.4034	24.5316
	$1.555 \cdot 10^5$	$2.28 \cdot 10^{-3}$	8.0757	27.3937
	$1.8 \cdot 10^5$	$2.285 \cdot 10^{-3}$	9.3481	31.7793
	$2 \cdot 10^5$	$2.2 \cdot 10^{-3}$	10.3868	33.9968
	$2.19 \cdot 10^5$	$2.1 \cdot 10^{-3}$	11.3735	35.5344

Tabela 4.4 – наставак

α [°]	Re, [-]	j , [-]	v_w , [m/s]	h , [W/(m ² ·K)]
60	$8.43 \cdot 10^4$	$3.01 \cdot 10^{-3}$	4.3788	19.6056
	$1.36 \cdot 10^5$	$2.56 \cdot 10^{-3}$	7.0630	26.9007
	$1.685 \cdot 10^5$	$2.2 \cdot 10^{-3}$	8.7508	28.6423
	$1.97 \cdot 10^5$	$2.1 \cdot 10^{-3}$	10.2310	31.9647
	$2.133 \cdot 10^5$	$2.05 \cdot 10^{-3}$	11.0775	33.7855
	$2.36 \cdot 10^5$	$2.01 \cdot 10^{-3}$	12.2564	36.6516
90	$8.81 \cdot 10^4$	$2.99 \cdot 10^{-3}$	4.5754	20.3532
	$1.455 \cdot 10^5$	$2.25 \cdot 10^{-3}$	7.5564	25.2948
	$1.82 \cdot 10^5$	$1.975 \cdot 10^{-3}$	9.4519	27.7731
	$2.07 \cdot 10^5$	$1.9 \cdot 10^{-3}$	10.7503	30.3885
	$2.3 \cdot 10^5$	$1.8 \cdot 10^{-3}$	11.9448	31.9879
	$2.525 \cdot 10^5$	$1.78 \cdot 10^{-3}$	13.1133	34.7270

У циљу бољег разумевања процеса хлађења PV модула, пре свега коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом h с горње површине PV модула, *Onur* је извео експерименте у којима су одређене вредности овог коефицијента за различите вредности углова α и β [42]. Мерења су извршена за квадратну плочу странице 0.168 m инсталирану на крову макете стамбеног објекта димензија 0.25 m × 0.30 m у основи. Резултати мерења показали су да коефицијент h не зависи значајно од угла β у опсегу $0^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$. Вредности коефицијента размене топлоте h из [42] одређиване су за две вредности угла α (30° и 45°) и дате су у табели 4.5.

На основу добијених резултата, може се уочити да утицај угла α на вредност коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом, иако мали, ипак постоји. За мању вредност угла α , коефицијент h је већи. То потврђује постојање области с турбулентним струјањем уз крајеве плоче, која је утолико већа, уколико је угао α мањи.

Turgut и *Onur* [35] користили су технику сублимације нафталена како би одредили вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом h с површина правоугаоне плоче димензија 0.0609 m × 0.031 m. Опсег вредности *Reynolds*-овог броја у којима су извршена мерења износио је $18450 \leq Re \leq 96800$, што одговара вредностима брзине ветра између 7 и 38 m/s. Мерења су извршена за различите углове α , при чему је показано, као и код претходних истраживача, да нема великих разлика у вредностима коефицијента h с променом угла α , мада оне ипак постоје. Такве разлике приписују се тродимензионалном ефекту који има

ветар. Добијени резултати дати су у виду корелације, али и графички као зависност *Nusselt*-овог броја у функцији *Reynolds*-овог броја за различите углове α .

Табела 4.5 Брзине ветра и њима одговарајуће вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом из [42]

α , [°]	v_w , [m/s]	Re, [-]	h , [W/(m ² ·K)]
30	2.68	$0.2709 \cdot 10^5$	19.28
	4.41	$0.4458 \cdot 10^5$	24.80
	6.61	$0.6682 \cdot 10^5$	30.91
	8.85	$0.8946 \cdot 10^5$	35.71
	11.00	$1.1119 \cdot 10^5$	40.35
45	2.51	$0.2537 \cdot 10^5$	19.42
	4.36	$0.4407 \cdot 10^5$	24.88
	6.50	$0.6570 \cdot 10^5$	30.64
	8.89	$0.8986 \cdot 10^5$	34.63
	11.00	$1.1119 \cdot 10^5$	38.72

Очитане вредности *Nusselt*-овог и *Reynolds*-овог броја из [35], као и израчунате вредности коефицијента h и њима одговарајуће брзине ветра, дате су у табели 4.6. Брзине ветра израчунате су помоћу израза (4.15) за одговарајуће вредности *Reynolds*-овог броја, карактеристичну дужину

$$L_c = \frac{4 \cdot P}{O} = \frac{4 \cdot 0.0609 \cdot 0.031}{2 \cdot 0.0609 + 2 \cdot 0.031} = 0.041086 \text{ m} \quad (4.20)$$

и кинематичку вискозност ваздуха $\nu = 16.62 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$.

Користећи израз за *Nusselt*-ов број и његове вредности из табеле 4.6, може се израчунати коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом h :

$$h = \frac{\text{Nu} \cdot k}{L_c}, \quad (4.21)$$

где је $k = 0.027 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ специфична топлотна проводност ваздуха. Специфична топлотна проводност и кинематичка вискозност ваздуха одговарају температури $T_{\text{film}} = 313.157 \text{ K}$.

На основу представљених резултата истраживања, развијене су корелације за одређивање коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом у зависности од угла између правца вектора брзине ветра и равни PV модула, тј. угла α , брзине ветра и карактеристичне дужине.

У већини радова предлагана је једна корелација која најбоље представља зависност *Nusselt*-овог броја или *Colburn*-овог фактора j од *Reynolds*-овог броја. Једна таква корелација типа зависности j фактора од *Reynolds*-овог броја дата је у [33] за вредност угла $25^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ и има следећи облик:

$$j = 0.86 \cdot \text{Re}^{-1/2}. \quad (4.22)$$

Mahboub и остали [41] у свом раду констатовали су да не постоји сагласност у вези с тим која корелација за принудну конвекцију је најтачнија. Они су нумерички потврдили закључке претходно разматраних истраживања да се с повећањем угла α од 0° до 90° , средња вредност *Nusselt*-овог броја смањује у малој мери. *Mahbub* и остали [41] су, осим утицаја угла α , анализирали и утицај вредности *Prandtl*-овог броја на средњу вредност *Nusselt*-овог броја. Резултат њиховог истраживања је увођење фактора угла ветра A_f којим треба помножити вредност *Nusselt*-овог броја за случај када је струјање ветра паралелно равној плочи, да би се добиле вредности *Nusselt*-овог броја за било који угао α , тј.

$$Nu(\alpha) = A_f \cdot Nu(\alpha = 0), \quad (4.23)$$

где је:

$$A_f = \frac{1 + p_1 \cdot m^{p_2}}{1 + m^{p_3}} \cdot (1 + m)^{-0.5} \quad (4.24)$$

фактор угла ветра,

$$m = \frac{\alpha}{180 - \alpha} \quad (4.25)$$

параметар, p_1 , p_2 и p_3 коефицијенти који зависе од *Prandtl*-овог броја и који су дати у табели 4.7 [41].

Табела 4.6 Вредности *Reynolds*-овог и *Nusselt*-овог броја очитане из [35], израчунате вредности брзине ветра и њима одговарајуће вредности коефицијента конвекције *h*

α , [°]	Re, [-]	Nu, [-]	v_w , [m/s]	h , [W/(m ² ·K)]
25	$1.845 \cdot 10^4$	110	7.4633	72.2874
	$2.065 \cdot 10^4$	133.5	8.3533	87.7306
	$2.775 \cdot 10^4$	162.5	11.2254	106.7882
	$4.09 \cdot 10^4$	175	16.5448	115.0027
	$5.56 \cdot 10^4$	213	22.4912	139.9747
	$6.75 \cdot 10^4$	216	27.3049	170.3354
	$7.8 \cdot 10^4$	240.05	31.5524	189.3010
	$8.633 \cdot 10^4$	247.5	34.9220	195.1760
	$9.53 \cdot 10^4$	270	38.5505	212.9192
45	$1.86 \cdot 10^4$	117.5	7.5240	77.2161
	$2.78 \cdot 10^4$	135	11.2456	88.7164
	$4 \cdot 10^4$	154	16.1807	101.2024
	$6.555 \cdot 10^4$	196	26.5161	128.8030
	$7.64 \cdot 10^4$	213.8	30.9051	140.5004
	$8.75 \cdot 10^4$	226	35.3953	148.5177
	$9.68 \cdot 10^4$	248	39.1573	162.9752
90	$1.85 \cdot 10^4$	110	7.4836	72.2874
	$2.79 \cdot 10^4$	120	11.2860	78.8590
	$3.766 \cdot 10^4$	145	15.2341	95.2879
	$5.11 \cdot 10^4$	159.5	20.6708	104.8167
	$6.84 \cdot 10^4$	185	27.6690	121.5743
	$7.73 \cdot 10^4$	189	31.2692	124.2029
	$8.61 \cdot 10^4$	210	34.8289	138.0032
$9.31 \cdot 10^4$	224	37.6606	147.2034	

Табела 4.7 Вредности коефицијената p_1 , p_2 и p_3 за неке вредности *Prandtl*-овог броја

Pr, -	p_1 , -	p_2 , -	p_3 , -
0.00	1.00	0.00	0.00
0.01	1.08	0.91	0.94
0.10	1.21	0.90	0.96
0.71	1.36	0.88	0.99
10.0	1.58	0.87	0.98
∞	1.74	0.86	0.98

На основу израза (4.23) и (4.18), тј. фактора A_f и j , добија се коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом

$$h = \frac{A_f \cdot \rho \cdot c_p \cdot 0.86 \cdot v_w^{0.5} \cdot L_c^{-0.5}}{\text{Pr}^{2/3} \cdot \nu^{0.5}} \quad (4.26)$$

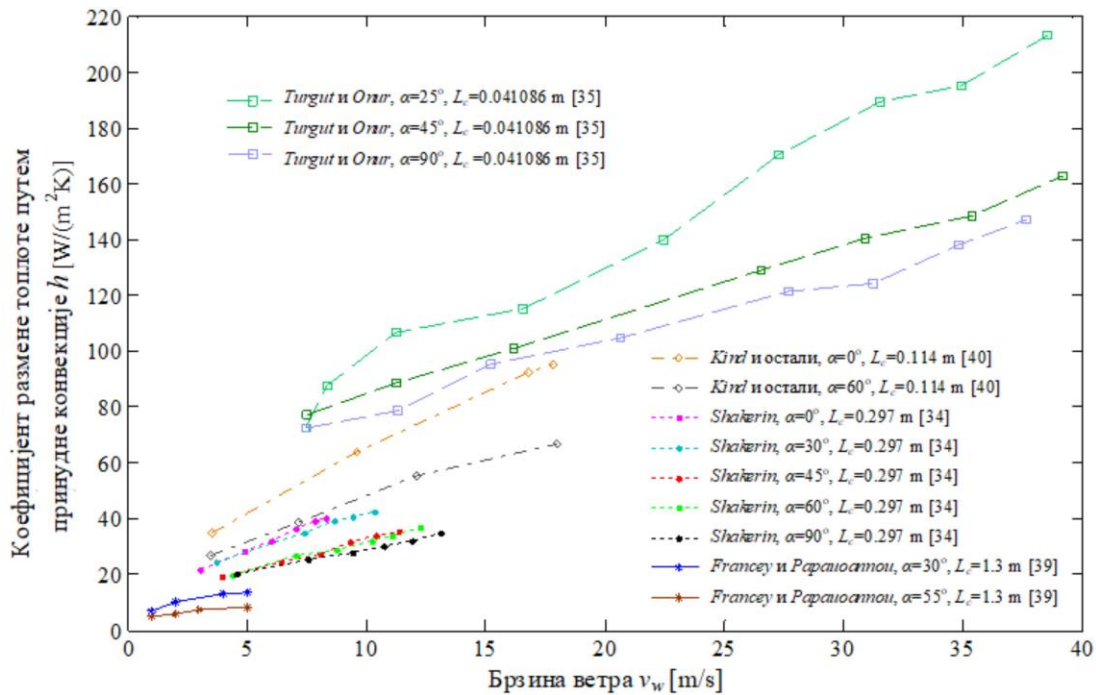
За вредности параметара p_1 , p_2 и p_3 из табеле 4.7, очитане за $\text{Pr}=0.71$, $\rho=1.139 \text{ kg/m}^3$, $c_p=1007 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$, $\nu=16.62 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ и $L_c=0.6 \text{ m}$, израчунате су

вредности фактора A_f и коефицијента h помоћу израза (4.26) за различите вредности брзине ветра и угла α . Резултати су дати у табели 4.8.

Табела 4.8 Вредности коефицијента h израчунате помоћу израза (4.26) за различите брзине ветра

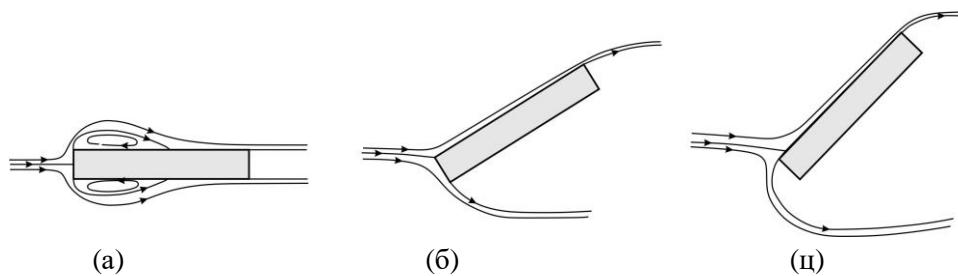
α , [°]	v_w , [m/s]	Re, [-]	h , [W/(m ² ·K)]
45	1	$0.3610 \cdot 10^5$	6.4105
	3	$1.0830 \cdot 10^5$	11.1034
	5	$1.8051 \cdot 10^5$	14.3344
	7	$2.5271 \cdot 10^5$	16.9607
	9	$3.2491 \cdot 10^5$	19.2316
60	1	$0.3610 \cdot 10^5$	6.1603
	3	$1.0830 \cdot 10^5$	10.6700
	5	$1.8051 \cdot 10^5$	13.7749
	7	$2.5271 \cdot 10^5$	16.2987
	9	$3.2491 \cdot 10^5$	18.4810
85	1	$0.3610 \cdot 10^5$	5.5825
	3	$1.0830 \cdot 10^5$	9.6691
	5	$1.8051 \cdot 10^5$	12.4828
	7	$2.5271 \cdot 10^5$	14.7699
	9	$3.2491 \cdot 10^5$	16.7474

На следећем дијаграму дате су зависности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом од брзине ветра за различите вредности угла α и карактеристичне дужине L_c из претходних табела.



Слика 4.2 Зависности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом од брзине ветра за различите вредности угла α и карактеристичне дужине L_c

Подаци за коефицијенте размене топлоте принудном конвекцијом у функцији од брзине ветра v_w , угла α и карактеристичне дужине L_c , намерно су приказани графички, јер се с графикона може уочити да постоји дисконтинуитет зависности коефицијента h од угла α при вредности овог угла од приближно 40° . Наиме, коефицијент h се смањује с повећањем угла α за све његове вредности и све карактеристичне дужине L_c . Смањење коефицијента h с повећањем угла α је постепено и одвија се slabим интензитетом до угла $\alpha \approx 40^\circ$, да би се при овом углу вредност коефицијента h нагло смањила. Ова појава је позната и објашњава се тиме што долази до сепарације граничног слоја уз равну плочу до угла α од око 40° , изазивајући турбулентно струјање дела флуида који струји уз ону ивицу плоче на коју флуид прво наилази, као што је приказано на слици 4.3.



Слика 4.3 Струјање флуида око равне плоче за различите углове α : (а) $\alpha=0^\circ$, (б) $\alpha \approx 40^\circ$ и (ц) $\alpha \approx 50^\circ$ [68]

Sam и остали [68] детаљно су истражили ову појаву и констатовали да ће при малим угловима α (слика 4.3а) доћи до сепарације граничног слоја на делу плоче непосредно по наиласку флуида на њен почетак. Овај закључак изведен је на основу експеримената који су вршени на плочама од плексигласа дужина 30.5, 25.4, 20.3, 15.2 и 5.7 cm. Однос дужине према ширини плоча износио је 6 у свим случајевима. За углове $\alpha \geq 40^\circ$, флуид је остајао „залепљен“ уз равну плочу показујући ламинарно понашање за вредности брзине ветра које одговарају ламинарном струјању.

Слична запажања изложили су *Francey* и *Papaioannou* [39]. Они су закључили да због коначне дебљине колектора долази до поремећаја ламинарног струјања ветра, због чега он на улазном крају колектора наставља да струји турбулентно. Како се угао нагиба колектора повећавао према хоризонталу, односно како се угао α повећавао, долазило је до смањења коефицијента размене

топлоте принудном конвекцијом. У [39] није тачно прецизирано при којој вредности угла α долази до дисконтинуитета функције коефицијента h од угла α , али се може запазити да је то вредност угла α негде између 30° и 55° (слика 4.2).

И *Shakerin* [34] је установио појаву блокирања ветра узроковану коначном дебљином колектора, због чега долази до сепарације граничног слоја на почетку колектора, након наилаaska ветра на његову ивицу. Ово се дешава за вредности угла α до 40° . За веће вредности овог угла није примећена сепарација граничног слоја, односно струјање флуида је било ламинарно дуж читаве површине колектора за брзине ветра до 13 m/s. Због тога су и вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом биле ниже. Сличан ефекат примећен је и у [69–72] за квадратне призме и равне плоче.

На основу претходно реченог и слике 4.2, за вредности угла α мање од 40° може се закључити да до сепарације граничног слоја долази на почетку плоче, односно уз ивицу плоче на коју ветар прво нилази. За вредности угла $\alpha \geq 40^\circ$, нема појаве сепарације. Ово важи за вредности *Reynolds*-овог броја $Re \leq 1.2 \cdot 10^5$ [73]. За опсег $1.2 \cdot 10^5 \leq Re \leq 1 \cdot 10^7$, без обзира на угао α , сматра се да је струјање мешовито (комбиновано, и ламинарно и турбулентно). У литератури се често наводи да се прелазак с ламинарног на турбулентно струјање дешава при критичној вредности *Reynolds*-овог броја од $Re_{cr} = 5 \cdot 10^5$ [23,24,46], док се у [74] наводи да је ова вредност $Re_{cr} = 2 \cdot 10^5$. *Sartori* [38] тврди да је критична вредност *Reynolds*-овог броја $Re_{cr} = 4 \cdot 10^5$.

Прелазак с потпуно развијеног ламинарног струјања флуида на потпуно развијено турбулентно струјање одвија се преко прелазне области којој је својствено понашање флуида какво показују и ламинарно и турбулентно струјање. У литератури не постоји јединствена вредност *Reynolds*-овог броја при којој долази до преласка с ламинарног на мешовито струјање. С друге стране, две су вредности које се срећу као граница при којој долази до преласка с мешовитог на потпуно развијено турбулентно струјање и то $Re_{cr1} = 10^7$ [23] и $Re_{cr2} = 10^8$ [46].

На основу слике 4.2 и доступних података, овде ће бити предложене две корелације за израчунавање коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом у функцији од брзине струјања флуида, карактеристичне дужине и

угла између правца вектора брзине ветра и равни PV модула α . Једна формула ће важити за угао $\alpha < 40^\circ$, а друга за $\alpha \geq 40^\circ$.

Облик зависности $h=f(\alpha, L_c, v_w)$ одабран је тако да се подудара с корелацијом коју је дао *Kendush* [31]

$$h = a_1 \cdot \Phi^{b_1} \cdot L_c^{c_1} \cdot (\cos \alpha)^{d_1} \text{ за } \alpha < 40^\circ \text{ и} \quad (4.27)$$

$$h = a_2 \cdot \Phi^{b_2} \cdot L_c^{c_2} \cdot (\sin \alpha)^{d_2} \text{ за } \alpha \geq 40^\circ, \quad (4.28)$$

где је:

$$\Phi = \frac{\text{Re} \cdot \text{Pr}^{2/3}}{\left(1 + \left(\frac{0.0468}{\text{Pr}}\right)^{2/3}\right)^{1/2}}. \quad (4.29)$$

Увођењем зависности коефицијента h од променљиве Φ у изразе (4.27) и (4.28), уместо зависности овог коефицијента од *Reynolds*-овог броја што је уобичајено, омогућено је израчунавање вредности коефицијента h за све вредности *Reynolds*-овог и широк опсег вредности *Prandtl*-овог броја [75]. Према најбољем знању аутора, може се рећи да су корелације (4.27) и (4.28) једине корелације у литератури за одређивање коефицијената размене топлоте принудном конвекцијом које укључују зависност од брзине ветра v_w , карактеристичне дужине L_c и угла ветра у односу на раван плоче α , које истовремено важе за широк опсег вредности *Prandtl*-овог броја.

Коефицијенти $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 су непознати и њих треба одредити тако да криве $h=f(\alpha, L_c, v_w)$ апроксимирају експериментално добијене вредности на најбољи могући начин, односно с најмањим одступањем. Метода која је коришћена за одређивање ових коефицијената јесте метода најмањих квадрата одступања. Ово је најчешће коришћена метода за апроксимацију података у истраживањима ове врсте [32,33,37,42,76–78], због чега је и одабрана. Будући да овде постоји зависност коефицијента конвекције h од три променљиве (брзине ветра v_w , карактеристичне дужине L_c и угла између правца вектора брзине ветра и равни PV модула α), то није било могуће аналитички одредити коефицијенте $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 (налажењем првих извода квадрата разлике између апроксимације и експериментално добијене вредности по одређеној променљивој

и изједначавањем тих извода с нулом), него је коришћен генетски алгоритам (GA). GA је метахеуристичка оптимизациона метода за решавање вишециљних оптимизационих проблема с ограничењима. Да би се генетски алгоритам успешно применио, неопходно је дефинисати функцију циља коју алгоритам минимизира, кроз оптимално подешавање управљачких променљивих из области дефинисаности и истовремено задовољавање ограничења типа једнакости и неједнакости. Овај математички принцип исказује се као [79]

$$\min F(x, u) \quad (4.30)$$

при ограничењима

$$g(x, u) = 0, \quad (4.31)$$

$$u \in U \text{ и} \quad (4.32)$$

$$e(x, u) \leq 0, \quad (4.33)$$

где је:

- $F(x, u)$ – функција циља,
- x – вектор зависних променљивих,
- u – вектор управљачких променљивих,
- U – вектор граница управљачких променљивих,
- $g(x, u)$ – вектор ограничења типа једнакости и
- $e(x, u)$ – вектор ограничења типа неједнакости.

Поступак оптимизације се спроводи два пута, једном за случај $\alpha < 40^\circ$, где се одређују коефицијенти a_1 , b_1 , c_1 и d_1 , и други пут за случај $\alpha \geq 40^\circ$, где се одређују коефицијенти a_2 , b_2 , c_2 и d_2 . Према томе, вектор управљачких променљивих, чије ће се вредности елемената оптимизирати применом генетског алгоритма, има облик

$$u = [a_1 \ b_1 \ c_1 \ d_1]^T \quad (4.34)$$

за случај када је $\alpha < 40^\circ$, односно

$$u = [a_2 \ b_2 \ c_2 \ d_2]^T \quad (4.35)$$

за случај када је $\alpha \geq 40^\circ$.

У оба случаја, функција циља представља суму квадрата одступања између вредности коефицијента h израчунатих помоћу израза (4.27) у првом случају, односно (4.28) у другом и одговарајућих вредности за коефицијенте h из табела 4.2–4.8, тј.

$$F = \sum_i \left(a_1 \cdot \Phi_i^{b_1} \cdot L_{c_i}^{c_1} \cdot (\cos \alpha_i)^{d_1} - h_i \right)^2 \text{ за } \alpha < 40^\circ, \quad (4.36)$$

$$F = \sum_i \left(a_2 \cdot \Phi_i^{b_2} \cdot L_{c_i}^{c_2} \cdot (\cos \alpha_i)^{d_2} - h_i \right)^2 \text{ за } \alpha \geq 40^\circ. \quad (4.37)$$

С обзиром да је вредност функције циља веома осетљива на промену елемената вектора зависно променљивих, потребно је смањити опсег унутар којег алгоритам тражи потенцијално решење, односно што више смањити границе управљачких променљивих. На тај начин смањује се дисперзија оптималног решења с поновним извршењем алгоритма и истим вредностима граница управљачких променљивих. С друге стране, не сме се претерати са сужавањем опсега могућих вредности, тј. граница управљачких променљивих, јер би се могло десити да оптимално решење за неки од елемената управљачких променљивих не буде обухваћено задатим границама. Свакако, то би се детектовало тако што би алгоритам изабрао задату доњу или горњу границу за тај елемент. У овом случају се као веома ефикасна показала техника „пробања“. Наиме, на основу графикона са слике 4.2 и пробањем различитих вредности за a_1 , b_1 , c_1 , d_1 , a_2 , b_2 , c_2 и d_2 , поуздано се утврђује да су границе ових параметара по вредностима једнаке границама из табеле 4.9.

Табела 4.9 Границе управљачких променљивих

Променљива	Доња граница	Горња граница
a_1	0	0.5
b_1	0.4	0.8
c_1	-2	0
d_1	0.5	0.9
a_2	0	0.5
b_2	0.3	0.7
c_2	-2	0
d_2	-0.5	0

Како елементи вектора управљачких променљивих нису међусобно зависни, у овом случају не постоји вектор зависно променљивих x . Такође, није било потребе дефинисати ограничења типа једнакости e , па је и овај вектор занемарен у прорачунима.

При одређивању оптималних вредности параметара $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 , вариране су вредности контролних параметара GA. На основу извршених анализа предложене су следеће вредности контролних параметара GA за одређивање решења задатка који се овде разматра:

Величина популације: $P=1000$.

Максималан број итерација: $T=400$.

Поступак одређивања параметара $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 применом GA извршен је помоћу модула за оптимизацију из MATLAB R2015a софтверског пакета. За ту сврху коришћен је персонални рачунар с процесором 1.9 AMD-A 8 GHz и с 4.0 GB RAM-а. Сва времена извршења алгоритма била су мања од 60 s.

Коначно, као резултат извршења алгоритма, добијене су вредности за коефицијенте $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 , које су дате у табели 4.10.

Табела 4.10 Оптималне вредности управљачких променљивих добијене помоћу GA

Променљива	Оптимална вредност
a_1	0.01
b_1	0.61
c_1	-1
d_1	0.72
a_2	0.023
b_2	0.5
c_2	-1
d_2	-0.234

Треба нагласити да су параметри $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 одређивани и помоћу других оптимизационих алгоритама, али они нису могли да генеришу јединствено оптимално решење као GA. Наиме, вишеструким узастопним покретањем ових алгоритама, добијане су различите вредности управљачких променљивих за исте вредности контролних параметара и граница управљачких променљивих, што није био случај с GA.

На основу података из табеле 4.10, корелације за прорачун вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом постају:

$$h = 0.01 \cdot \Phi^{0.61} \cdot L_c^{-1} \cdot (\cos \alpha)^{0.72} \text{ за } \alpha < 40^\circ \text{ и} \quad (4.38)$$

$$h = 0.023 \cdot \Phi^{0.5} \cdot L_c^{-1} \cdot (\sin \alpha)^{-0.234} \text{ за } \alpha \geq 40^\circ. \quad (4.39)$$

У претходним корелацијама, као карактеристична дужина потребна за израчунавање *Reynolds*-овог броја из израза (4.29), коришћена је четворострука вредност површине подељена с обимом равне плоче, тј. $L_c = 4 \cdot P/O$, што је чест случај у корелацијама за одређивање коефицијента h за случај принудне конвекције, било директно или преко *Nusselt*-овог броја или *Colburn*-овог фактора j [32,35,36,43,78]. Ако би се у изразима (4.38) и (4.39) користила висина равне плоче као карактеристична дужина (што је случај код неких истраживача), вредности коефицијента h би биле исте, а само би се промениле вредности параметара $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2$ и d_2 .

Процентуална одступања између експериментално одређених вредности за коефицијент h и корелације (4.38), односно (4.39), израчуната су помоћу израза:

$$s[\%] = \frac{|a \cdot \Phi_i^b \cdot L_{ci}^c \cdot (\cos \alpha_i)^d - h_i|}{h_i} \cdot 100, \quad (4.40)$$

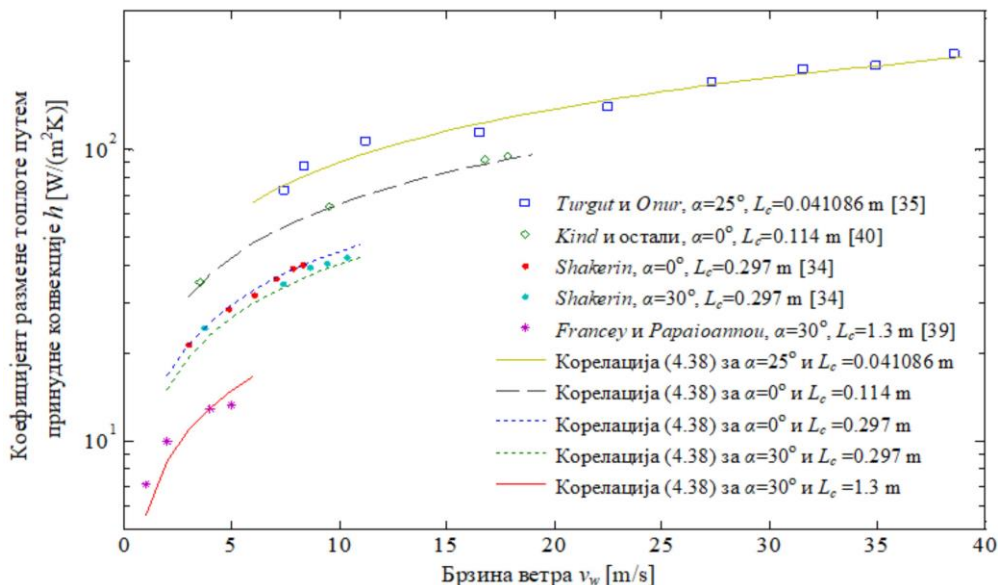
где је:

$$a=0.01, b=0.61, c=-1, d=0.72 \text{ за } \alpha < 40^\circ \text{ и} \quad (4.41)$$

$$a=0.023, b=0.5, c=-1, d=-0.234 \text{ за } \alpha \geq 40^\circ. \quad (4.42)$$

Као што се и очекивало, одступања предложених корелација од експериментално одређених вредности коефицијента h су мала. Средње вредности одступања експериментално одређених вредности за h од вредности израчунатих помоћу корелација (4.38) и (4.39) износе редом 6.36% и 5.92%. Према томе, може се рећи да корелације (4.38) и (4.39) добро апроксимирају експерименталне податке.

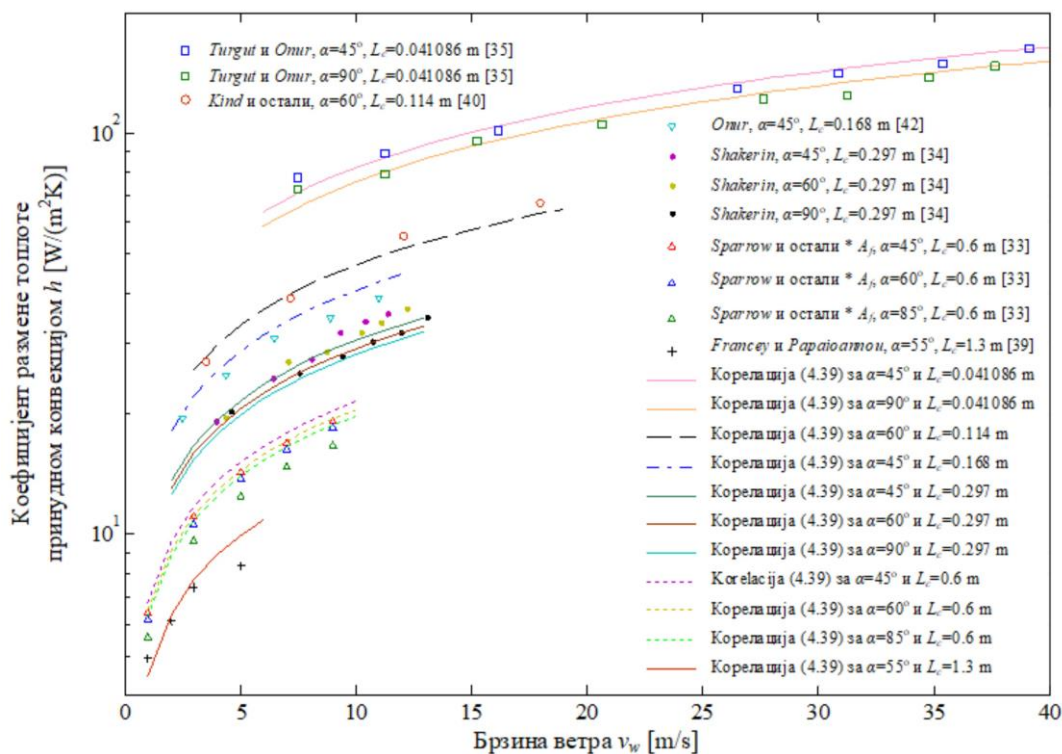
На сликама 4.4 и 4.5 приказане су апроксимације извршене корелацијама (4.38) и (4.39), као и експериментално одређене вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом.



Слика 4.4 Упоредни приказ корелације (4.38) и експериментално добијених вредности за коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом

Из претходног се може уочити да је утицај угла α на коефицијент h знатно мањи за случај када је вредност овог угла већа од 40° . Корелације (4.38) и (4.39) изведене су на основу експерименталних података за вредности *Reynolds*-овог броја до $3.9 \cdot 10^5$ (последњи ред табеле 4.3). Већина експериментално одређених података на основу којих су изведене корелације (4.38) и (4.39) односи се на вредности *Reynolds*-овог броја до $Re=2 \cdot 10^5$, што значи да и корелације (4.38) и (4.39) важе до ових вредности *Reynolds*-овог броја. Осим тога, наведене корелације изведене су за највећу вредност односа дужине равне плоче према њеној ширини од $L/W=3$, тако да је овај однос још један ограничавајући фактор у примени корелација (4.38) и (4.39), мада, према [36], он не утиче на вредност коефицијента h . У литератури није било радова с подацима за коефицијент h за више вредности *Re* који укључују зависност овог коефицијента од угла α . С друге стране, очигледно је да постоје ситуације у којима се захтева познавање вредности коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом за више вредности *Reynolds*-овог броја. На пример, ако PV модул има димензије $2 \text{ m} \times 1 \text{ m}$ ($L_c=4 \cdot 2 \cdot 1 / (2 \cdot 2 + 2 \cdot 1)=1.3 \text{ m}$), што су врло честе димензије PV модула, а брзина

ветра износи 10 m/s, то значи да је вредност *Reynolds*-овог броја $Re=8 \cdot 10^5$. Поставља се питање коју корелацију користити за одређивање коефицијента h у том случају.



Слика 4.5 Упоредни приказ корелације (4.39) и експериментално добијених вредности за коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом

Корелација (4.39) дефинитивно се односи на ламинарно струјање флуида дуж равне плоче. То потврђује и експонент коефицијента Φ од 0.5, што је типична вредност за ламинарно струјање [23,24,46]. С друге стране, корелација (4.38) односи се на комбиновану ламинарну и турбулентну принудну конвекцију, јер је струјање флуида на почетном делу плоче турбулентно због коначне дебљине плоче (слика 4.3). У складу с тим је и вредност коефицијента Φ у корелацији (4.38) од 0.61 која је већа од 0.5 (типично за ламинарно струјање), а мања од 0.8 (типично за турбулентно струјање). Поуздано је утврђено да вредност експонента *Reynolds*-овог броја у корелацијама за *Nusselt*-ов број у случају турбулентног струјања износи 0.8 [23,24,46,75], што веома добро одговара истраживањима спроведеним у [37] и [77].

El-Shamy и остали [77] експериментално и нумерички су одређивали вредност коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом с равне плоче за

следеће опсеге углова α и *Reynolds*-овог броја Re : $0^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$ и $5.2 \cdot 10^4 \leq Re \leq 1.71 \cdot 10^5$, редом, што одговара вредностима за α и Re за које важи корелација (4.38). *El-Shamy* и остали [77] добили су да експонент *Reynolds*-овог броја у корелацији облика $Nu=f(Re)$, који најбоље апроксимира експерименталне податке, износи 0.6255, што се добро подудара с вредноћу од 0.61 у корелацији (4.38). *Abdel-Moneim* [37] такође је одређивао вредност коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом с нагнуте равне плоче. Он је спровео експерименте за следеће опсеге углова α и *Reynolds*-овог броја Re : $0^\circ \leq \alpha \leq 35^\circ$ и $0.9 \cdot 10^5 \leq Re \leq 9 \cdot 10^5$, што обухвата опсеге за α и Re у којима важи корелација (4.38). Он је добио зависност *Nusselt*-овог броја од *Reynolds*-овог броја и угла α у којој степен *Reynolds*-овог броја износи 0.563, што је блиско вредности 0.61 из корелације (4.38). Према томе, могло би се рећи да се корелације (4.38) и (4.39) односе на ламинарно струјање флуида, с тим да у случајевима на које се односи корелација (4.38) долази до појаве сепарације граничног слоја, док у случајевима на које се односи корелација (4.39) нема сепарације граничног слоја, већ је струјање дуж целе плоче ламинарно.

Будући да је утврђено да корелације (4.38) и (4.39) покривају случај одређивања коефицијента h за све углове α и опсег *Reynolds*-овог броја који одговара ламинарном струјању, поставља се питање коју корелацију користити за случај турбулентног струјања флуида. У литератури, пре свега, не постоји јединствена вредност *Reynolds*-овог броја при којој долази до преласка с ламинарног на турбулентни режим струјања. Врло често наводи се да критична вредност *Reynolds*-овог броја Re_{cr} при којој се то догађа износи $Re_{cr}=5 \cdot 10^5$, док се у [74] наводи да је ова вредност $Re_{cr}=2 \cdot 10^5$. *Sartori* [38] тврди да је $Re_{cr}=4 \cdot 10^5$. Критична вредност *Reynolds*-овог броја зависи од много фактора као што су храпавост површине, вредност *Prandtl*-овог броја, природа струјања флуида до тренутка посматрања итд. У [80,81] констатовано је да се критична вредност *Reynolds*-овог броја налази у опсегу $1 \cdot 10^5 \leq Re_{cr} \leq 5 \cdot 10^5$, док се у [82] чак наводи да је критична вредност *Reynolds*-овог броја $Re_{cr}=7 \cdot 10^4$.

Fuentes [73] је у свом раду у коме је дат и детаљно описан један аналитички модел за одређивање температуре PV модула, предложио корелацију

за одређивање коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом следећег облика:

$$St \cdot Pr^{0.4} = 0.028 \cdot Re^{-0.2}, \quad (4.43)$$

где је St *Stanton*-ов број.

Ова корелација представља стандардну корелацију за турбулентно струјање флуида, умањену за 9% према [73]. Слична корелација за локалну вредност *Stanton*-овог броја детаљно је изведена и експериментално потврђена у [83]. Она је затим упоређена с експериментално добијеним вредностима за *Stanton*-ов број које су измерили *Reynolds* и остали [84] за вредности *Reynolds*-овог броја из опсега $1 \cdot 10^5 \leq Re \leq 1 \cdot 10^7$, чиме је потврђено добро подударање експерименталних података и предложене корелације. Овај скуп података о зависности *Stanton*-овог броја од брзине струјања ваздуха прихваћен је као стандард за поређење предложених корелација с експерименталним резултатима [85]. Сва мерења извршена су за ваздух као флуид, односно за *Prandtl*-ов број $Pr=0.71$.

Карактеристична дужина за израчунавање *Reynolds*-овог броја у корелацији (4.43) представља четвороструку вредност површине подељену с обимом равне плоче, која је коришћена као карактеристична дужина и у корелацијама (4.38) и (4.39) [73].

Имајући у виду дефиницију *Stanton*-овог броја

$$St = \frac{Nu}{Re \cdot Pr}, \quad (4.44)$$

корелација (4.43) може се написати на следећи начин:

$$Nu = 0.028 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.6} \quad (4.45)$$

и важи за $Re > 1.2 \cdot 10^5$ [73].

Већ је напоменуто да се прелазак с ламинарног на турбулентни режим у пракси не дешава одједном, већ постоји прелазна област за коју је карактеристично понашање флуида какво показују и ламинарно и турбулентно струјање. Ако се као горња граница до које је струјање ламинарно усвоји вредност *Reynolds*-овог броја $Re_{cr}=1.2 \cdot 10^5$, а као доња граница изнад које је струјање турбулентно усвоји вредност $Re_{cr}=1 \cdot 10^7$, то значи да се једначина (4.43) односи на

мешовито, односно комбиновано ламинарно и турбулентно принудно струјање. Према томе, без обзира што у [73] горња граница *Reynolds*-овог броја до које важи корелација (4.45) није дефинисана, може се рећи да она износи $1 \cdot 10^7$.

За потпуно развијено турбулентно струјање, у литератури се користи добро позната *Nusselt*-ова корелација [23,24,28,46]

$$Nu = 0.037 \cdot Re^{4/5} \cdot Pr^{1/3}. \quad (4.46)$$

Вредности *Reynolds*-овог броја веће од 10^7 , изнад којих почиње турбулентно струјање, могуће је постићи с великим вредностима површина равних плоча (великим карактеристичним дужинама) и великим брзинама ветра. Оба параметра излазе из опсега типичних вредности за површине PV модула и брзине ветра које делују у реалним условима експлоатације, па ће се већа пажња посветити корелацији (4.45).

Како би се топлота која се размени принудном конвекцијом између PV модула и околног флуида квантификовала преко коефицијента конвекције h , уместо преко *Nusselt*-овог броја (2.4), корелација (4.43), односно (4.45), може се написати на следећи начин:

$$h = 0.028 \cdot k_t \cdot Re^{0.8} \cdot L_c^{-1} \cdot Pr^{0.6} \quad (4.47)$$

и важи за $1.2 \cdot 10^5 \leq Re \leq 1 \cdot 10^7$ и $Pr = 0.71$.

Корелација (4.47) важи за ваздух, односно за $Pr = 0.71$, а може се користити у опсегу *Prandtl*-овог броја $0.5 \leq Pr \leq 1$ [83]. Да би се она могла применити за шири опсег вредности *Prandtl*-овог броја, дефинисаће се у зависности од променљиве Φ на следећи начин:

$$h = x \cdot k_t \cdot \Phi^{0.8} \cdot L_c^{-1}. \quad (4.48)$$

Променљива Φ дефинисана је изразом (4.29). Гледано са стране *Prandtl*-овог броја, претходна корелација представља фамилију кривих, па коефицијент h треба наћи тако да се ова корелација поклапа с корелацијом (4.47) за *Prandtl*-ов број $Pr = 0.71$. Изједначавањем израза (4.47) и (4.48) за $Pr = 0.71$, добија се да је $x = 0.029$. Према томе, корелација за мешовито ламинарно и турбулентно принудно струјање флуида која важи за $1 \cdot 10^5 \leq Re \leq 1 \cdot 10^7$ и $0.6 \leq Pr \leq 60$ (у којем се према [23] за моделирање коефицијента конвекције h са задовољавајућом тачношћу може

користити само једна корелација) има облик:

$$h = 0.029 \cdot k_t \cdot \Phi^{0.8} \cdot L_c^{-1}. \quad (4.49)$$

Као што се може приметити, корелације (4.46) и (4.49) не укључују зависност од угла α , што одговара резултатима које су добили *Jayamaha* и остали [86], према којима је утицај угла између правца вектора брзине ветра и површине занемарљив за случај великих површина. Наведено се види и са слике 4.5, где је очигледна мања зависност коефицијента h од угла α за веће вредности карактеристичних дужина. Критична вредност *Reynolds*-овог броја до које важи корелација (4.38), а од које надаље важи корелација (4.49), добија се изједначавањем ових корелација, тј.

$$0.01 \cdot \Phi^{0.61} \cdot L_c^{-1} \cdot (\cos \alpha)^{0.72} = 0.029 \cdot k_t \cdot \Phi^{0.8} \cdot L_c^{-1}, \quad (4.50)$$

одакле је

$$\text{Re}_{cr, \alpha < 40^\circ} = \frac{\left(\frac{0.029 \cdot k_t}{0.01 \cdot (\cos \alpha)^{0.72}} \right)^{-1/0.19} \cdot \left(1 + \left(\frac{0.0468}{\text{Pr}} \right)^{2/3} \right)^{1/2}}{\text{Pr}^{2/3}}. \quad (4.51)$$

Критична вредност *Reynolds*-овог броја до које важи корелација (4.39), а од које надаље важи корелација (4.49), такође се добија изједначавањем ове две корелације, тј.

$$0.023 \cdot \Phi^{0.5} \cdot L_c^{-1} \cdot (\sin \alpha)^{-0.234} = 0.029 \cdot k_t \cdot \Phi^{0.8} \cdot L_c^{-1}, \quad (4.52)$$

одакле је

$$\text{Re}_{cr, \alpha \geq 40^\circ} = \frac{\left(\frac{0.029 \cdot k_t}{0.023 \cdot (\sin \alpha)^{-0.234}} \right)^{-1/0.3} \cdot \left(1 + \left(\frac{0.0468}{\text{Pr}} \right)^{2/3} \right)^{1/2}}{\text{Pr}^{2/3}}. \quad (4.53)$$

Ако се критични *Reynolds*-ов број израчуна помоћу претходног израза за $\text{Pr}=0.71$, $k_t=0.027$ и $\alpha=55^\circ$, добија се вредност $\text{Re}_{cr, \alpha \geq 40^\circ} = 1.24 \cdot 10^5$, што је приближно једнако $1.2 \cdot 10^5$, колико према [73] износи критична вредност *Reynolds*-овог броја изнад које важи израз (4.49).

Корелације (4.38), (4.39), (4.46) и (4.49) важе за глатке равне плоче и термофизичке карактеристике флуида на температури истог у танком слоју уз плочу (која је једнака средњој вредности између температуре плоче и температуре околног флуида), као и за изотермичке површине. Осим тога, ове корелације служе за одређивање коефицијената размене топлоте принудном конвекцијом с површине равне плоче директно изложене утицају ветра. Поменуте корелације важе за случај равне плоче, а развијене су, пре свега, за потребе одређивања температуре PV модула помоћу аналитичког модела. Овде се претпоставља да испред равне плоче нема препреке струјању флуида. Међутим, ако ветар дува са задње стране PV модула инсталираног на земљи, он наилази на препреке као што су оквир и конструкција која носи PV модул, као и механизам за једноосно или двоосно праћење положаја Сунца. За одређивање коефицијента конвекције с доње површине PV модула у случају када је иста директно изложена дејству ветра, *Kaplani* и *Kaplanis* [87] су на основу резултата истраживања *Sartori*-ја [38] предложили да се за брзину ветра већу од 3 m/s, користи корелација за потпуно развијено турбулентно струјање флуида, што је у нашем случају корелација (4.46). Овде треба водити рачуна да за корелацију (4.46) карактеристичну дужину L_c представља дужина PV модула по правцу вектора брзине ветра. Односно, ако ветар струји под углом $\beta < 45^\circ$ (слика 4.1), карактеристична дужина је висина PV модула, у супротном, карактеристична дужина је ширина PV модула [87].

За брзину ветра мању од 3 m/s треба утврдити да ли је у питању ламинарно или мешовито струјање и у складу с тим, водећи рачуна о углу између правца вектора брзине ветра и равни PV модула α , применити израз (4.38) или (4.39).

Према [87], коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом за доњу страну PV модула, у случају када она није директно изложена дејству ветра, већ се налази у заклону горње стране, не зависи од правца вектора брзине ветра и може се израчунати помоћу следећих израза:

$$h = 3.83 \cdot v_w^{0.5} \cdot L_c^{-0.5} \text{ за ламинарно принудно струјање,} \quad (4.54)$$

$$h = 5.74 \cdot v_w^{0.8} \cdot L_c^{-0.2} - 16.46 \cdot L_c^{-0.2} \text{ за мешовито принудно струјање и} \quad (4.55)$$

$$h = 5.74 \cdot v_w^{0.8} \cdot L_c^{-0.2} \text{ за потпуно развијено турбулентно принудно струјање.} \quad (4.56)$$

Ове изразе дао је *Sartori* и они важе за случај када се као карактеристична дужина користи дужина PV модула по правцу вектора брзине ветра. *Kaplani* и *Kaplanis* [87] утврдили су да они дају веома добре резултате, ако се као карактеристична дужина користи четворострука вредност површине PV модула подељена с његовим обимом. Без улажења у дубља разматрања, овде ће се претходни изрази користити за одређивање коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом с доње стране PV модула за случај када она није директно изложена ветру.

Да би се утврдила природа струјања, на основу чега се бира одговарајући израз за одређивање коефицијента h , потребно је одредити однос x_c/L_c , при чему се x_c рачуна као

$$x_c = \frac{\text{Re}_{cr} \cdot \nu}{v_w}, \quad (4.57)$$

где је x_c критична дужина а $\text{Re}_{cr}=4 \cdot 10^5$ [38,87]. Сада се, имајући у виду дефиницију карактеристичне дужине L_c , у зависности од односа x_c/L_c који дефинише карактер струјања флуида, врши избор корелације за h на следећи начин [87]:

Корелација (4.54), ако је $x_c/L_c \geq 0.95$.

Корелација (4.55) ако је $0.05 < x_c/L_c < 0.95$.

Корелација (4.56) ако је $x_c/L_c \leq 0.05$.

4.1 Валидација изведених корелација за принудну конвекцију

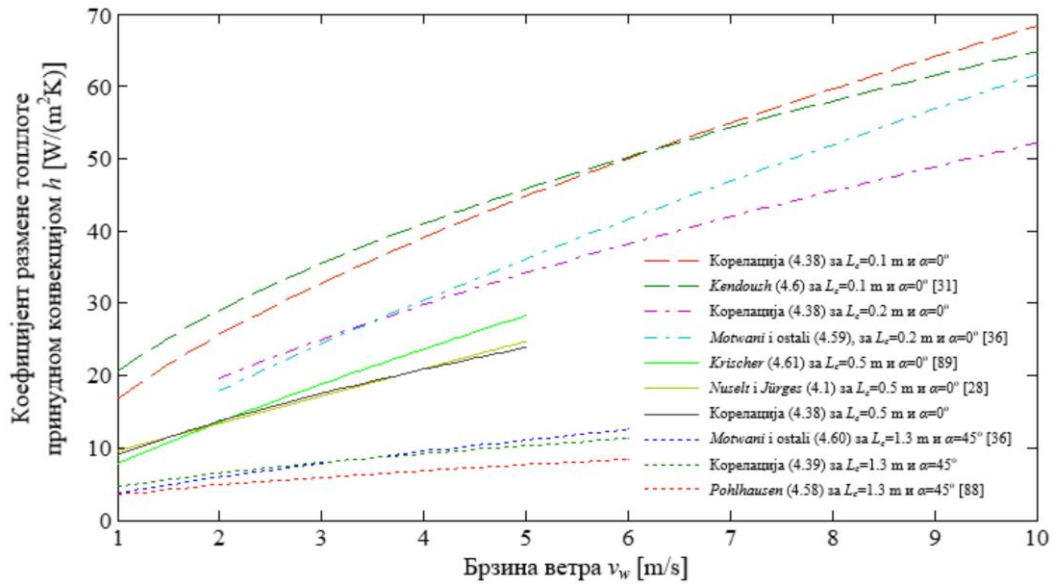
Валидација развијених корелација (4.38), (4.39) и (4.49) извршиће се њиховим поређењем с неким од најчешће коришћених корелација за принудну конвекцију, а касније поређењем температуре PV модула добијене применом ових корелација с измереним вредностима температуре конкретних PV модула. У табели 4.11 дате су најчешће коришћене корелације за принудну конвекцију.

Табела 4.11 Најчешће коришћене корелације за принудну конвекцију

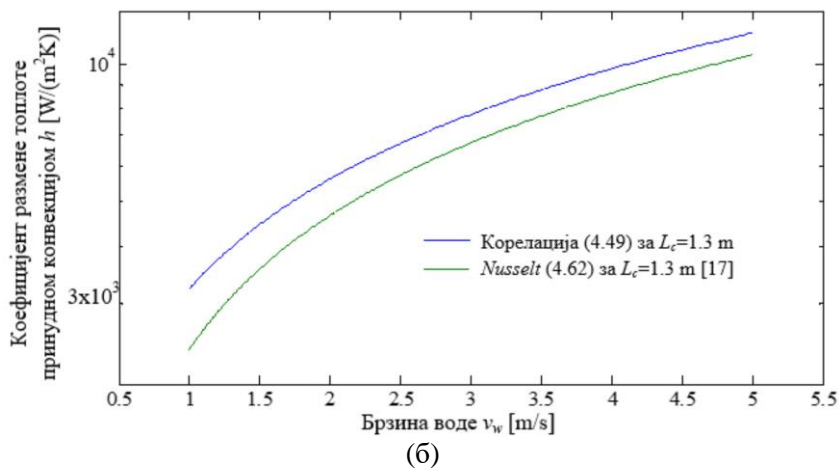
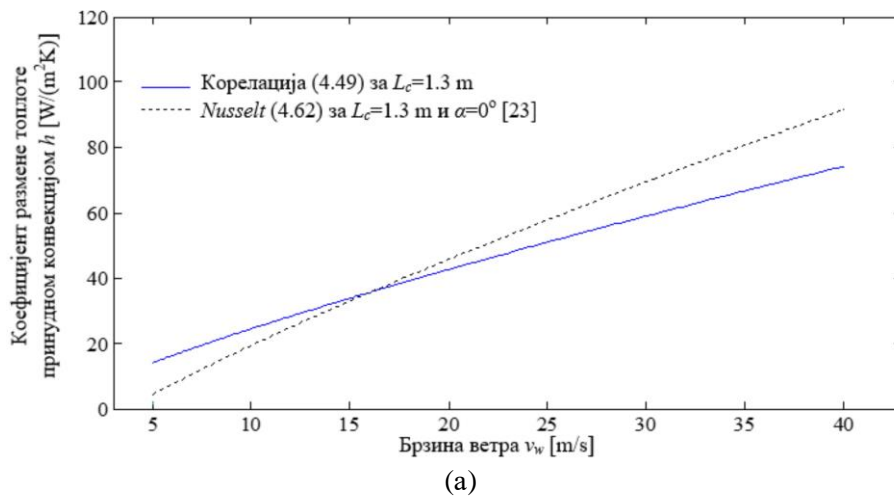
Референца	Корелација	Услов	Јед.
<i>Nusselt</i> и <i>Jürges</i> [28]	$h = 5.7 + 3.8 \cdot v_w$	$L_c=0.5, v_w \leq 5 \text{ m/s}, \alpha=0^\circ, \text{Pr}=0.71$	(4.1)
<i>Pohlhausen</i> [88]	$\text{Nu}_L = 0.664 \cdot \text{Re}_L^{0.5} \cdot \text{Pr}^{0.33}$	$\text{Re}_L < 5 \cdot 10^5, 0.6 \leq \text{Pr} \leq 2000$ потпуно развијено ламинарно струјање уз равну плочу, $L_c=L$ – дужина плоче по правцу вектора брзине флуида	(4.58)
<i>Motwani</i> и остали [36]	$\text{Nu} = 0.056 \cdot \text{Re}^{0.77}$	$2 \cdot 10^4 \leq \text{Re} \leq 3.5 \cdot 10^5, \text{Pr}=0.71, \alpha=0^\circ, L_c=4 \cdot P/O.$	(4.59)
	$\text{Nu} = 0.084 \cdot \text{Re}^{0.68}$	$2 \cdot 10^4 \leq \text{Re} \leq 3.5 \cdot 10^5, \text{Pr}=0.71, \alpha=45^\circ, L_c=4 \cdot P/O.$	(4.60)
<i>Krischer</i> [89]	$h = 6.8 \cdot L^{-0.2} \cdot v_w^{0.8}$	$v_w \leq 5 \text{ m/s}, \alpha=0^\circ, \text{Pr}=0.71, L$ – дужина плоче по правцу вектора брзине флуида	(4.61)
<i>Kendoush</i> [31]	$h = 0.848 \cdot k_t \cdot (\cos(90 - \alpha) \cdot v_w \cdot \text{Pr} \nu)^{0.5} \cdot d^{-0.5}$	$\text{Re} \leq 5 \cdot 10^5, \text{Pr}=0.71,$ d – половина дужине плоче по правцу вектора брзине ветра	(4.6)
<i>Nusselt</i> [23]	$\text{Nu}_L = (0.037 \cdot \text{Re}_L^{4/5} - 871) \cdot \text{Pr}^{1/3}$	$0.6 \leq \text{Pr} \leq 60, 5 \cdot 10^4 \leq \text{Re}_L \leq 10^7,$ мешовито ламинарно и турбулентно принудно струјање уз равну плочу, $L_c=L$ – дужина плоче по правцу вектора брзине флуида	(4.62)

Све корелације у табели 4.11 односе се на средњу вредност коефицијента h , односно *Nusselt*-овог броја и изотермичке површине. Термофизичке карактеристике флуида неопходне за примену корелација из табеле 4.11 одређују се на температури флуида у танком слоју уз плочу која се дефинише као средња вредност између температуре флуида и температуре површине уз коју тај флуид струји и обележава се с T_{film} .

Да би се јасније уочила подударња или одступања корелација (4.38), (4.39) и (4.49) у односу на корелације из претходне табеле, ове корелације приказане су на два дијаграма. Дијаграм са слике 4.6 односи се на вредности коефицијента конвекције за брзину ветра до 10 m/s (тј. на корелације (4.38) и (4.39)), а дијаграм са слике 4.7 односи се на вредности коефицијента конвекције за брзину ветра изнад 5 m/s, где се за типичне вредности карактеристичних дужина PV модула примењује корелација (4.49). Слика 4.7а односи се на ваздух, а слика 4.7б на воду која струји преко равне површине.



Слика 4.6 Упоредни приказ предложених корелација (4.38) и (4.39) и корелација из табеле (4.11) за ваздух ($Pr=0.71$, $\nu=16.62 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, $k_f=0.027 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ при $T_{film}=310 \text{ K}$)



Слика 4.7 Упоредни приказ корелације (4.49) и корелација из табеле 4.11: (а) за ваздух ($Pr=0.71$, $\nu=16.62 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, $k_f=0.027 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ при $T_{film}=310 \text{ K}$) и (б) за воду ($Pr=4.62$, $\nu=0.7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, $k_f=8.54 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ при $T_{film}=310 \text{ K}$)

Са слике 4.6 види се да се корелација (4.38) готово идеално подудара с корелацијом (4.1) коју је предложио *McAdams*, а која представља једну од најчешће коришћених корелација за симулације и друге прорачуне у вези принудне конвекције [66]. Подударање предложених корелација је добро и с другим корелацијама, како за углове $\alpha < 40^\circ$, тако и за углове $\alpha \geq 40^\circ$.

Критична вредност *Reynolds*-овог броја при којој долази до преласка с ламинарног на турбулентно струјање флуида условљена је различитим факторима. Неки од најзначајнијих су: храпавост површине, вредност *Prandtl*-овог броја, природа струјања флуида до тренутка посматрања итд. Корелација (4.49) добро се подудара са стандардном корелацијом (4.62) за мешовито принудно струјање, при чему за веће вредности брзина ветра корелација (4.62) даје веће вредности коефицијента h , јер она све више поприма облик корелације за потпуно развијено турбулентно струјање како се приближава том режиму. Поређење је извршено за следеће термофизичке карактеристике ваздуха: $Pr=0.71$, $L_c=1.3$ m, $\nu=16.62 \cdot 10^{-6}$ m²/s, $k_t=0.027$ W/(m·K), $T_{film}=310$ K.

Такође је установљено прилично добро подударање корелације (4.49) с корелацијом (4.62) за веће вредности *Prandtl*-овог броја, тј. воду (слика 4.76). Треба нагласити да није било могуће пронаћи флуид с таквим вредностима термофизичких карактеристика да вредност *Prandtl*-овог броја буде различита од приближно 0.7 и вредност *Reynolds*-овог броја буде у опсегу у коме важе корелације (4.38) и (4.39) за реалне вредности карактеристичне дужине. Према томе, није било могуће упоредити поменуте корелације с постојећим за флуиде различите од ваздуха и гасова сличних њему. Такође не постоје корелације (или експериментално добијене вредности) помоћу којих би се могле израчунати вредности коефицијената конвекције за $Pr < 0.6$ у режиму комбиноване ламинарне и турбулентне принудне конвекције за равну плочу.

5. ЗРАЧЕЊЕ

Зрачење је, поред конвекције и кондукције, један од основних механизма размене топлоте. Размена топлоте зрачењем између два тела није условљена постојањем материјалне средине између њих, као што је случај код кондукције и конвекције. То је зато што се топлота зрачењем преноси путем електромагнетних таласа. Иако сви електромагнетни таласи имају исте опште карактеристике, таласи различитих таласних дужина показују различито понашање. Електромагнетно зрачење које се односи на пренос топлоте представља топлотно зрачење. Сва тела чија је температура већа од апсолутне нуле (0 К или -273.157 °С) емитују топлотно зрачење у континуалном спектру. Топлотно зрачење дефинише се као део спектра електромагнетног зрачења таласне дужине у опсегу од 0.1 до 100 μm [90], што значи да оно укључује видљиво и инфрацрвено зрачење и део ултраљубичастог зрачења. Светлост представља видљиви део електромагнетног зрачења и налази се у опсегу таласних дужина између 0.4 и 0.76 μm . Карактеристике светлости не разликују се од других електромагнетних зрачења, осим по томе што изазивају осећај „видљивости“ у људском оку.

Тела почињу да емитују видљиво зрачење када је њихова температура изнад 800 К.

5.1 Зрачење апсолутно црног тела и *Stefan-Boltzmann*-ов закон

Сва тела на температури изнад апсолутне нуле емитују зрачење широког спектра таласних дужина у свим правцима. Осим од температуре површине, густина флукса зрачења којим се топлота емитује с површине неког тела, зависи и од материјала тела и стања његове површине. Према томе, различита тела могу емитовати топлотно зрачење различите снаге по јединици површине (густина топлотног флукса) чак и када су на истој температури. Да би се одредила густина флукса којим се топлота ослобађа зрачењем с површине неког тела, уводи се појам апсолутно црног тела с којим се упоређују карактеристике зрачења других тела реалних површина. Апсолутно црно тело дефинише се као савршени емитер или апсорбер зрачења. Оно апсорбује сво зрачење које доспе до његове површине, без обзира на таласну дужину и упадни угао зрачења.

Густина флукса којим се топлота размењује зрачењем између апсолутно црног тела температуре T_s с једне, и амбијента константне температуре T_∞ с друге стране, експериментално је одредио *Joseph Stefan*, а израчунава се помоћу следећег израза [90]:

$$Q_{tr} = \sigma \cdot (T_s^4 - T_\infty^4), \quad (5.1)$$

где је $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ – *Stefan-Boltzmann*-ова константа, а T_s и T_∞ апсолутне температуре у К. Q_{tr} се изражава у W/m^2 .

Ову релацију касније је теоријски потврдио *Ludwig Boltzmann*, због чега се она назива и *Stefan-Boltzmann*-ов закон. Према релацији (5.1), густина топлотног флукса емитованог зрачења с површине неког тела температуре T_s сразмерна је четвртој степену ове температуре.

За већину непрозирних материјала у природи (дрво, камен, цигла, метали и др), зрачење се сматра површинским ефектом, тј. зрачење се емитује или апсорбује у првих неколико микрометара дебљине површинског слоја материјала. Материјали различите боје и структуре површине показују различиту склоност ка емисији и апсорпцији зрачења. Величина која описује својства неког тела у погледу емисије топлотног зрачења назива се емисивност или коефицијент емисије топлотног зрачења.

Емисивност неке површине дефинише се као однос топлотног зрачења које емитује површина на датој температури и зрачења које емитује апсолутно црно тело на истој температури. Емисивност се обележава грчким словом ε и креће се у опсегу $0 \leq \varepsilon \leq 1$, при чему апсолутно црно тело има вредност емисивности једнаку јединици. У природи не постоји апсолутно црно тело које апсорбује све топлотно зрачење које доспе на његову површину. Према томе, емисивност сваког реалног тела мора бити мања од јединице. Облик *Stefan-Boltzmann*-овог закона који допушта одступање понашања реалног тела од идеализованог случаја апсолутно црног тела у погледу емисивности је:

$$Q_{tr} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_s^4 - T_\infty^4). \quad (5.2)$$

Густина флукса којим се топлота размењује зрачењем између две површине, у великој мери зависи од међусобног положаја ових површина. Да би

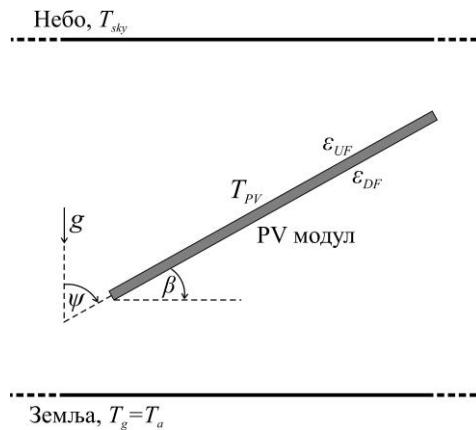
се утврдио утицај положаја површина на размену топлоте зрачењем између њих, уводи се геометријски фактор облика или фактор облика. То је чисто геометријска величина независна од својства и температуре површине.

Фактор облика дефинише се као процентуални део емитованог топлотног зрачења с неке површине S_i температуре T_1 који доспева на површину S_j температуре T_2 и означава се с F_{i-j} . Водећи рачуна о фактору облика и имајући у виду да се топлота размењује између површина i и j температура T_1 и T_2 , редом, *Stefan-Boltzmann*-ов закон има следећи облик:

$$Q_{tr} = \varepsilon \cdot F_{i-j} \cdot \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4). \quad (5.3)$$

Вредност фактора облика, као и за емисивност, може да се креће у опсегу $0 \leq F_{i-j} \leq 1$. За неку површину S_i потпуно обухваћену другом површином S_j (нпр. случај размене топлоте између спољашње површине цилиндра мањег пречника и унутрашње површине другог цилиндра већег пречника који обухвата први), фактор облика F_{i-j} једнак је јединици. Међутим, одређивање фактора облика је веома сложено, па чак и за једноставне геометрије. За сложене геометрије фактор облика одређује се применом алгебре фактора облика, што је детаљно приказано у [47]. Обично се за одређивање фактора облика користе табеле с изразима за случај геометрија које се у пракси често срећу.

У овој дисертацији су, у циљу одређивања топлоте која се путем зрачења ослободи с горње и доње површине PV модула, небо и земља моделирани бесконачно дугим паралелним површинама одговарајуће температуре, што је илустровано на слици 5.1.



Слика 5.1 Илустрација размене топлоте зрачењем између површина ПВ модула и амбијента за случај када су небо и земља моделирани бесконачно дугим паралелним површинама

Фактори облика за случај размене топлоте зрачењем између горње површине PV модула и неба, горње површине PV модула и земље, доње површине PV модула и неба и доње површине PV модула и земље, редом јесу [14]:

$$F_{PV,f-sky} = \frac{1}{2} \cdot [1 + \cos(90 - \psi)], \quad (5.4)$$

$$F_{PV,f-ground} = \frac{1}{2} \cdot [1 - \cos(90 - \psi)], \quad (5.5)$$

$$F_{PV,b-sky} = \frac{1}{2} \cdot [1 + \cos(90 + \psi)] \text{ и} \quad (5.6)$$

$$F_{PV,b-ground} = \frac{1}{2} \cdot [1 - \cos(90 + \psi)]. \quad (5.7)$$

Узимајући у обзир изразе за фактор облика, добијају се следеће релације за одређивање коефицијената размене топлоте зрачењем између горње површине PV модула и амбијента и доње површине PV модула и амбијента, редом [87]:

$$h_{r,UF} = \varepsilon_{UF} \cdot F_{PV,f-sky} \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky}) + \varepsilon_{UF} \cdot F_{PV,f-ground} \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_g^2) \cdot (T_{PV} + T_g) \quad (5.8)$$

$$h_{r,DF} = \varepsilon_{DF} \cdot F_{PV,b-sky} \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky}) + \varepsilon_{DF} \cdot F_{PV,b-ground} \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_g^2) \cdot (T_{PV} + T_g). \quad (5.9)$$

Претходни изрази добијени су линеаризацијом разлике четвртих степена температура у изразу за *Stefan-Boltzmann*-ов закон у околини нормалних радних температура PV модула, што је детаљно изведено у шестом поглављу.

У претходним изразима променљиве имају следеће значење:

T_{sky}, T_g – температуре неба и земље, редом у К,

T_{PV} – средња температура PV модула у К,

ε_{UF} – коефицијент емисије топлотног зрачења горње површине PV модула,

ε_{DF} – коефицијент емисије топлотног зрачења доње површине PV модула.

Овде се сматра да је $F_{PV,f-sky}=F_{PV,b-ground}=1$ и $F_{PV,f-ground}=F_{PV,b-sky}=0$, тако да изрази (5.8) и (5.9) добијају следеће одлике:

$$h_{r,UF} = \varepsilon_{UF} \cdot 1 \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky}) \quad \text{и} \quad (5.10)$$

$$h_{r,DF} = \varepsilon_{DF} \cdot 1 \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_g^2) \cdot (T_{PV} + T_g). \quad (5.11)$$

Између осталог, код одређивања густине флукса којим се топлота ослобађа зрачењем с површина PV модула, у моделима се врло често уводе претпоставке ове врсте [14,73]. У даљем тексту ће се показати да је разлика између вредности које се добијају помоћу израза (5.8) и (5.10), као и између израза (5.9) и (5.11), занемарљива.

Нека температура PV модула износи 48 °C (што је типична вредност за већину комерцијалних PV модула при директној соларној ирадијанси од око 800 W/m², брзини ветра од 1 m/s и температури амбијента од 25 °C); затим, нека је $\varepsilon_{UF}=0.85$ и $\varepsilon_{DF}=0.91$ [14,87] и нека је $T_a=25$ °C. За ову вредност температуре амбијента, помоћу *Swinbank*-ове корелације добија се да је температура неба:

$$T_{sky} = 0.0552 \cdot T_a^{1.5} = 0.0552 \cdot (25 + 273.157)^{1.5} = 284.19 \text{ K} = 11.03 \text{ °C}. \quad (5.12)$$

За температуру земље сматра се да је једнака температури амбијента, што је врло често случај [14,91,92]. Према томе,

$$T_g = T_a = 25 \text{ °C}. \quad (5.13)$$

За угао инклинације PV модула $\psi=57^\circ$, што је оптимална вредност за Београд током целе године (у реалним условима, због постојања облачности током године, дифузиона компонента зрачења утиче на оптимални угао инклинације PV модула, па исти није једнак географској ширини локације), помоћу израза (5.8) добија се да је $h_{r,UF}=5.144$ W/(m²·K), а помоћу израза (5.10) да је $h_{r,UF}=5.36$ W/(m²·K). Помоћу израза (5.9) добија се да је $h_{r,DF}=6.1$ W/(m²·K), док се помоћу израза (5.11) добија да је $h_{r,DF}=6.14$ W/(m²·K). Види се да је разлика мала, што је случај и за друге вредности амбијентних услова и положаја PV модула. Према томе, претпоставка да је фактор облика једнак јединици неће значајније утицати на крајњи резултат.

5.2 Температура неба и *Swinbank*-ова корелација

С обзиром да су небо и земља моделирани с две бесконачне паралелне површине, поставља се питање како одредити њихову температуру за потребе израчунавања густина топлотног флукса зрачењем с горње или доње површине PV модула помоћу *Stefan-Boltzmann*-овог закона. Што се тиче температуре земље, сматра се да је она једнака температури амбијента, док је за одређивање температуре неба предложено неколико различитих корелација. Одмах треба рећи да температура неба зависи од много фактора које није једноставно одредити. Она зависи од температуре амбијента, влажности ваздуха, покривености неба облацима, врсте облака и њихове висине итд. Од свих параметара, једноставно је само одредити температуру амбијента.

Најједноставније корелације за процену температуре неба које захтевају познавање само температуре амбијента, дате су у табели 5.1.

Табела 5.1 Корелације за процену температуре неба на основу познате температуре амбијента

Аутор	Корелација	Реф.	Коментар	Јед.
<i>Dreyfus</i>	$T_{sky} = T_a$	[93]	Небо потпуно прекривено облацима	(5.14)
<i>Whillier</i>	$T_{sky} = T_a - 6$	[94]	Није разматран утицај облачности и локације	(5.15)
<i>Swinbank</i>	$T_{sky} = 0.0552 \cdot T_a^{1.5}$	[95]	Ведро небо (енг. <i>clear sky condition</i>)	(5.12)
<i>Fuentes</i>	$T_{sky} = 0.037536 \cdot T_a^{1.5} + 0.32 \cdot T_a$	[73]	Модификована <i>Swinbank</i> -ова корелација за случај средње облачног неба	(5.16)
<i>Daguenet</i>	$T_{sky}^4 = T_a^4 \cdot [1 - 0.261 \cdot \exp(-7.77 \cdot 10^{-4}) \cdot (T_a - 273)^2]$	[96]	Облачно небо	(5.17)

Осим ових корелација које узимају у обзир само температуру амбијента, постоје и корелације које узимају у обзир и парцијални притисак водене паре у ваздуху P_v . Наравно, ове корелације боље апроксимирају температуру неба. Корелација за одређивање температуре неба која укључује зависност од температуре амбијента и парцијалног притиска водене паре у ваздуху, коју је предложио *Centeno* [97], има облик:

$$T_{sky} = T_a \cdot (0.56 + 0.08 \cdot P_v^{0.5})^{0.25}, \quad (5.18)$$

а корелација коју је предложио *Daguenet* [96] незнатно се разликује и има облик:

$$T_{sky} = T_a \cdot (0.55 + 3.85 \cdot 10^{-2} \cdot P_v^{0.5})^{0.25}. \quad (5.19)$$

Једну сложену корелацију за процену температуре неба која узима у обзир температуру амбијента, парцијални притисак водене паре у ваздуху, емисивност неба и степен облачности N , дао је *Daguenet* [96]:

$$T_{sky} = \left(\frac{L}{\sigma} \right)^{0.25}$$

$$L = L_0 \cdot (1 + 0.01 \cdot A) + \frac{B \cdot C \cdot (8 - N)}{8} \quad (5.20)$$

$$L_0 = 3.6 \cdot (T_a - 273) + 231$$

$$A = 10.1 \cdot \ln(P_v) - 12.3$$

$$B = 1.7 \cdot (T_a - 273) + 107$$

$$C = -0.22 \cdot \ln(P_v) + 1.25$$

За случај ведрога неба, у претходном изразу за N треба узети вредност 8, а када је небо облачно, треба узети вредност 0. Парцијални притисак водене паре P_v из израза (5.18), (5.19) и (5.20) изражен је у милибарима.

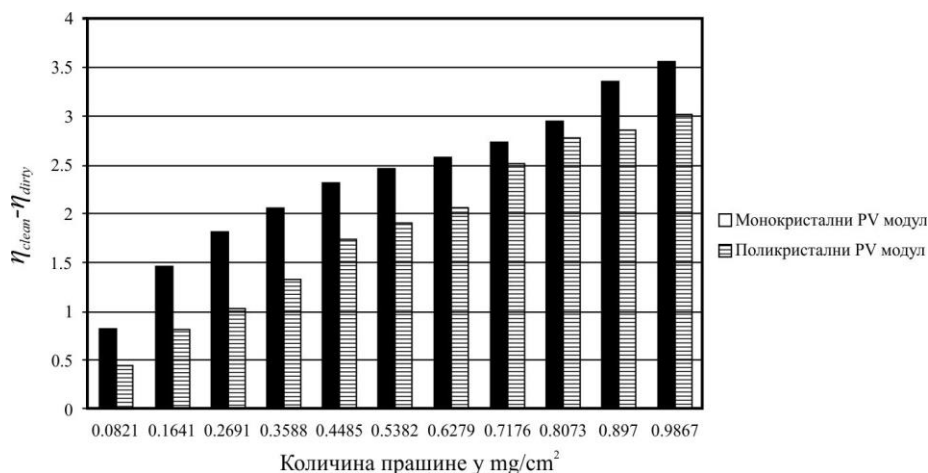
У овој дисертацији је температура неба процењена помоћу *Swinbank*-ове корелације, јер се показало да иста даје добре резултате [1,98,99] и да је једноставна за примену.

5.3 Утицај прашине на снагу и ефикасност монокристалних и поликристалних PV модула

У току експлоатације PV модула долази до таложења прашине на његовој горњој површини. *Ali* и остали [12] истраживали су утицај прашине на ефикасност и снагу монокристалних и поликристалних PV модула. Дошли су до закључка да се снага PV модула смањује линеарно с повећањем дебљине слоја прашине на његовој горњој површини. Мерењем је утврђено да се снага „неочишћеног“ поликристалног PV модула након једне недеље експлоатације смањује за 3% у односу на снагу „чистог“ PV модула истог типа. За случај монокристалног PV модула ова разлика износи 5%. Мерења су извршена у Пакистану (у граду Таксила). Смањење снаге PV модула с повећањем дебљине слоја прашине на његовој горњој површини зависи и од соларне ирадијансе, односно од облачности неба. Након 11 недеља експлоатације, снаге монокристалног и поликристалног PV модула са слојем прашине од 0.9867 mg/cm² биле су за 18.7% и 14.1% мање од снаге чистих PV модула истог типа, мерено у јутарњим часовима. У поподневним

часовима, када је соларна ирадијанса била већа, ове разлике износиле су 20.2% и 15.2%. Утврђено је да монокристални PV модули показују веће процентуално смањење снаге због присуства слоја прашине него што је то случај са поликристалним PV модулима.

Јасно је да је и ефикасност PV модула са слојем прашине мања од ефикасности чистих PV модула истог типа. На пример, за претходно описани случај када слој прашине износи 0.9867 mg/cm^2 након једанаест недеља експлоатације, ефикасност прљавог монокристалног PV модула мања је за 19% од чистог PV модула истог типа у јутарњим часовима. Код поликристалног PV модула ово смањење ефикасности износило је 13.8%. На следећем дијаграму приказана је разлика између ефикасности прљавог и чистог монокристалног и поликристалног PV модула у зависности од количине наталожене прашине на горњој површини PV модула [12].

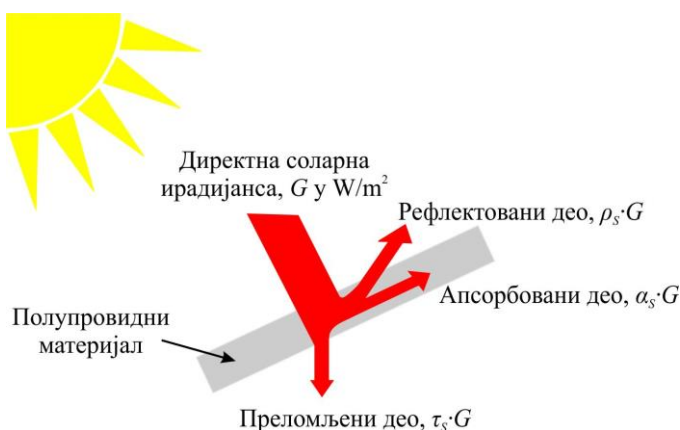


Слика 5.2 Просечно смањење ефикасности монокристалних и поликристалних PV модула при различитим количинама прашине по недељама

Светлост, односно фотони који доспеју на горњу површину PV модула, сударајући се с атомима прашине губе део енергије и може се десити да ови фотони више не могу да изазову фотоелектрични ефекат. То значи да ће бити ослобођено мање електрона, па ће и фотоструја бити мања. На основу претходно реченог, закључује се да се горње површине PV модула морају одржавати чистим ако се жели већи степен искоришћења и снага PV модула.

5.4 Коефицијент рефлексије PV модула

Коефицијент рефлексије ρ представља параметар који описује својство неке површине да одбија електромагнетно зрачење које на њу доспе. Према томе, у циљу повећања ефикасности PV модула, потребно је да они апсорбују што више, а рефлектују што мање светлости. Из тог разлога се и стакло које прекрива горњу површину PV модула израђује тако да је његов коефицијент рефлексије мањи од коефицијента рефлексије стандардног прозорског стакла. Стакло код PV модула је „високо-прозирно“ стакло с малим садржајем гвожђа које ствара мањи одсјај од стандардног прозорског стакла, чиме је обезбеђена висока пропусност за светлост која доспева на његову површину. Да би се објаснио појам рефлексије светлости, посматраће се слика 5.3.



Слика 5.3 Дефиниција рефлектованог, преломљеног и апсорбованог дела енергије Сунчевог зрачења

Са слике се види да се од укупне енергије Сунчевог зрачења која пада под неким углом на равну површину, један део одбије (рефлектује) и врати назад, један део се преломи кроз површину и настави даље да се простире, а један део се апсорбује у самој површини. Однос оног дела енергије који се одбије према укупној енергији Сунчевог зрачења назива се коефицијент рефлексије. Слично томе, количник дела енергије који прође кроз површину (преломљени део) и укупне енергије Сунчевог зрачења назива се коефицијент дијатермије, а део енергије који тело апсорбује подељен с укупном енергијом која доспе на његову површину, назива се коефицијент апсорпције. Ако је у питању Сунчево зрачење, коефицијент апсорпције обично се обележава с α_s , а коефицијент дијатермије с τ_s . Јасно је да ће површина имати утолико већи коефицијент трансмисије (а мањи

коэффициент апсорпције) уколико је посматрано тело прозирније. У сваком случају, збир коефицијента апсорпције, рефлексије и дијатермије мора да буде једнак јединици, тј. за светлост мора да важи:

$$\alpha_s + \rho_s + \tau_s = 1. \quad (5.21)$$

Будући да је PV модул непрозиран, односно соларне ћелије не пропуштају светлост ($\tau_s=0$), то значи да за њега важи:

$$\alpha_s + \rho_s = 1. \quad (5.22)$$

Познавањем коефицијента рефлексије PV модула може се одредити коефицијент апсорпције који се користи у предложеном моделу за дефинисање дела енергије Сунчевог зрачења који доспева на површину соларних ћелија.

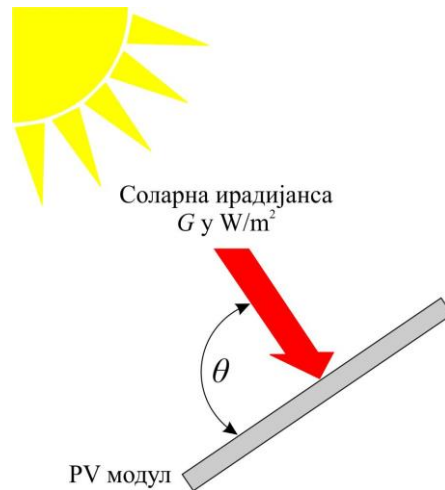
На рефлексију с површине соларне ћелије утиче упадни угао Сунчевих зрака, технологија израде PV модула и чистоћа његове горње површине. Израз за губитке енергије Сунчевог зрачења због рефлексије који обједињује поменуте параметре има облик [100]

$$AL(\theta) = 1 - \left[\frac{1 - \exp[-\cos \theta / a_r]}{1 - \exp(-1/a_r)} \right], \quad (5.23)$$

где су:

- $AL(\theta)$ – губици енергије Сунчевог зрачења због рефлексије,
- θ – упадни угао Сунчевог зрачења на горњу површину PV модула у степенима, који је илустрован на слици 5.4,
- a_r – емпиријски бездимензионални параметар који зависи од технологије израде PV модула.

Типична вредност за параметар a_r креће се у опсегу 0.16-0.17 за чисте PV модуле израђене од монокристалног, поликристалног или аморфног силицијума. За PV модуле на чијој се површини налази умерена количина прашине, овај параметар износи 0.2, док за случај када се на површини PV модула налази значајна количина прашине, вредност параметра a_r износи 0.27.



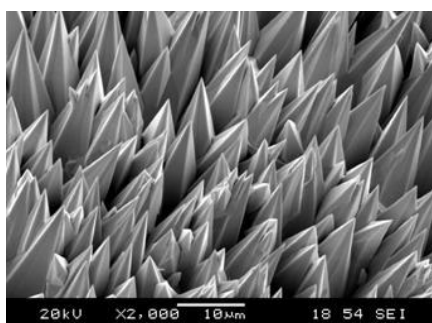
Слика 5.4 Дефиниција угла θ

Када се израз (5.23) интегрални током периода времена од једног дана, месеца или године, добијају се редом дневни, месечни или годишњи губици енергије Сунчевог зрачења због рефлексије. Вредност годишњих губитака енергије Сунчевог зрачења због рефлексије (*AAL*) може бити значајна код PV модула интегрисаних у фасаде зграда, где су они у вертикалном положају или нагнути под малим углом у односу на вертикалу. У том случају, вредност ових губитака може бити и изнад 7%, нпр. у источној Европи [100]. Међутим, како се тежи да угао инклинације PV модула буде такав да Сунчево зрачење пада нормално на његову површину, то ће и *AAL* бити мањи. Најмања вредност ових губитака је код PV система с двоосним праћењем положаја Сунца, затим код система за једноосно праћење положаја Сунца, док су код статичких PV система ови губици највећи.

У [100] мерени су *AAL* за PV модуле инсталиране на 79 различитих места у свету. Утврђено је да, ако су PV модули нагнути под углом који одговара оптималном (нагиб PV модула у односу на хоризонталу приближно одговара географској ширини локације), онда се губици крећу око 3%. Повећањем или смањењем угла инклинације PV модула у односу на оптималну вредност, ови губици се повећавају и иду до 10% у најгорем случају. Како је у интересу инвеститора да произведе што више енергије помоћу PV модула, то ће они бити постављени под оптималним углом инклинације, па се може рачунати да ће укупни годишњи губици енергије Сунчевог зрачења услед рефлексије износити 3%. Ова вредност узета је у предложеном моделу за прорачун температуре PV

модула и то преко фактора апсорпције Сунчевог зрачења, односно нерелефтовани део енергије Сунчевог зрачења који доспе на површину соларних ћелија износи 97% од компоненте директне соларне ирадијансе нормалне на горњу површину PV модула. Наведено одговара вредности годишњих губитака услед рефлексије од 2.9% из [101]. Вредност губитака услед рефлексије од 3% одговара и истраживањима спроведеним у [87,102].

У циљу смањења степена рефлексије, површине силицијумских соларних ћелија се хемијски нагризају тако да се на њима формирају пирамидалне структуре висине 10 μm (слика 5.5).



Слика 5.5 Увеличани приказ површине силицијумских соларних ћелија после њиховог хемијског нагризања

Захваљујући таквој неравној структури површине силицијумских соларних ћелија, упадно зрачење се вишеструко рефлектује и апсорбује с њене стране. Због тога су, уз примену одговарајуће антирефлексивне превлаке, губици услед рефлексије с површина соларних ћелија сведени на минимум. Обично се за антирефлексивну превлаку користе следећи материјали: SiO , SiO_2 , Si_3N_4 , TiO_2 , Al_2O_3 , $\text{SiO}_2\text{-TiO}_2$ и ZnS [103].

6. КОРЕЛАЦИЈЕ ЗА СТЕПЕН ИСКОРИШЋЕЊА PV МОДУЛА

У литератури се може пронаћи велики број корелација за одређивање степена искоришћења PV модула. *Skoplaki* и *Palyvos* [7] су у свом прегледном раду навели 24 различите корелације за степен искоришћења PV модула. Табела 6.1 садржи корелације за процену ефикасности PV модула које су преузете из [7].

Табела 6.1 Корелације за степен искоришћења PV модула

Аутор	Корелација	Реф.	Коментар	Јед.
<i>Evans</i> и <i>Florschuetz</i>	$\eta_{el} = \eta_{Tref} [1 - \beta_{ref} \cdot (T_{PV} - T_{ref})]$	[104]	$T_{ref}=25\text{ }^\circ\text{C}$, $\eta_{Tref}=0.15$, $\beta_{ref}=0.0041\text{ }1/^\circ\text{C}$, c-Si, T у $^\circ\text{C}$	(6.1)
<i>Bazilian</i> и <i>Prasad</i>	$\eta_{el} = \eta_{Tref} - \mu \cdot (T_{PV} - T_{ref})$	[105]	μ – температурни коефицијент PV модула	(6.2)
<i>Durisch</i> и остали	$\eta_{el} = \eta_{25} - b \cdot (T_{PV} - 25)$	[106]	$b=b(G)$, T_{PV} и $^\circ\text{C}$, b – температурни коефицијент PV модула, G – компонента директне соларне ирадијансе нормална на горњу површину PV модула	(6.3)
<i>Mohring</i> и остало	$\eta_{el} = \eta(G, 25\text{ }^\circ\text{C}) \cdot [1 + \beta_{ref} \cdot (T_{PV} - 25)]$	[107]	$\beta_{ref}=-0.5\text{ } \%/^\circ\text{C}$ за c-Si	(6.4)
<i>Ravindra</i> и <i>Srivastava</i>	$\eta_{el} = \eta_0 - K \cdot (T_{PV}^{1/4} - T_0^{1/4})$	[108]	$T_0=273\text{ K}$, $K=22.4$	(6.5)
<i>Aste</i> и остали	$\eta_{el} = \eta_n \cdot k_y \cdot k_\theta \cdot k_\alpha \cdot k_\lambda$, где је $k_\gamma = 1 - \gamma \cdot (T_{PV} - 25)/100$	[109]	k_γ – коефицијент температуре, $k_j, j=\theta, \alpha, \lambda$ – оптички, апсорпциони и спектрални корекциони фактори	(6.6)
<i>Siegel</i> и остали	$\eta_{el} = \eta_{Tref} \left[1 - \beta_{ref} \cdot (T_{PV} - T_{ref}) - \frac{\beta_{ref} \cdot \tau \cdot \alpha \cdot G}{U_L} \right]$	[110]	5% нижи резултати, $\beta_{ref} \sim 0.004\text{ }1/^\circ\text{C}$, $\eta_{Tref}=0.15$, $T_{ref}=0^\circ\text{C}$	(6.7)
<i>Evans</i>	$\overline{\eta_{el}} = \eta_{Tref} \cdot \{ 1 - [\beta_{ref} \cdot (T_{PV} - T_a) - (T_a - \overline{T_a}) - (\overline{T_a} - T_{ref})] + \gamma \cdot \log_{10} G \}$	[111]	$\overline{\eta_{el}}$ – средња месечна ефикасност, $\beta_{ref} \sim 0.0045\text{ }1/^\circ\text{C}$, $\gamma \sim 0.12$	(6.8)
<i>Notton</i> и остали	$\eta_{el} = \eta_{Tref} [1 - \beta_{ref} \cdot (T_{PV} - T_{ref}) + \gamma \cdot \log_{10} G]$	[91]	Тренутна вредност ефикасности, $\beta_{ref} \sim 0.0044\text{ }1/^\circ\text{C}$, $\eta_{Tref}=0.125$, $T_{ref}=25^\circ\text{C}$, $\gamma \sim 0.12$	(6.9)
<i>Anis</i> и остали	$\eta_{el} = \eta_{Tref} [1 - a_1 \cdot (T_{PV} - T_{ref}) + a_2 \cdot \ln(G/1000)]$	[112]	За Si $a_1=0.005$, $a_2=0.052$, изостављањем члана с логаритмом, незнатно се прецењује η_{el}	(6.10)
-	$\eta_{el} = \eta_{Tref} \cdot \left\{ 1 - \beta_{ref} \cdot \left[T_a - T_{ref} + (T_{NOCT} - T_a) \cdot \frac{G}{G_{NOCT}} \right] \right\}$	[7]	Ова корелација добијена је увођењем израза за израчунавање температуре PV модула помоћу NOCT у израз (6.16)	(6.11)

Табела 6.1 – наставак

Аутор	Корелација	Реф.	Коментар	Јед.
-	$\eta_{el} = \eta_{Tref} \cdot \{1 - \beta_{ref} \cdot [T_a - T_{ref} + \left(\frac{9.5}{5.7 + 3.8 \cdot w_v}\right) \cdot (T_{NOCT} - T_a)] \cdot \frac{G}{G_{NOCT}}\}$	[7]	Ова корелација добијена је увођењем израза за израчунавање температуре PV модула из [113] у израз (6.16)	(6.12)
<i>Hove</i>	$\eta_{el} = \eta_{Tref} \cdot \left\{1 - 0.9 \cdot \beta_{ref} \cdot \frac{G}{G_{NOCT}} \cdot [(T_{PV,NOCT} - T_{a,NOCT}) - \beta_{ref} \cdot (T_a - T_{ref})]\right\}$	[114]	Сматра се да је $\eta_{el}=0.9 \cdot \tau \cdot \alpha$	(6.13)
<i>Yamaguchi</i> и остали	$\eta_{el} = -0.053 \cdot T_{back} + 12.62$	[115]	$T_{surface} = 1.06 \cdot T_{back} + 22.6$	(6.14)
<i>Beyer</i> и остали	$\eta_{el} = a_1 + a_2 \cdot G + a_3 \cdot \ln(G)$	[116]	a_1 - a_3 – параметри PV система који се односе на систем праћења положаја Сунца	(6.15)
CLEFS CEA	$\eta_{el} = 0.94 - 0.0043 \cdot \left[\overline{T_a} + \frac{\overline{G}}{22.4 + 8.7 \cdot \overline{v_w}} - 25 \right] \pm 2.6\%$	[117]	Надвучене величине односе се на дневне просеке, \overline{G} у Wh/m ²	(6.16)

Величине из табеле 6.1 имају следеће значење:

- η_{el} – степен искоришћења PV модула или степен ефикасности конверзије соларне у електричну енергију у PV модулу,
- η_{Tref} – степен искоришћења PV модула при референтној температури T_{ref} и нормалној компоненти директне соларне ирадијансе G од 1000 W/m²,
- β_{ref} – температурни коефицијент за енергетску ефикасност PV ћелије у 1/К,
- T_{ref} – референтна температура амбијента при којој је степен искоришћења PV модула η_{Tref} у К,
- η_{25} – исто што и η_{el} , али за температуру PV модула од 25 °С,
- η_0 – референтни степен искоришћења PV модула на температури T_0 ,
- T_0 – температура PV модула при којој је степен искоришћења η_0 у К,
- η_n – номинални степен искоришћења PV модула,
- K – константа пропорционалности која дефинише смањење η_{el} при $T_{PV}>0$ °С у односу на η_{el} при $T_{PV}=0$ °С,

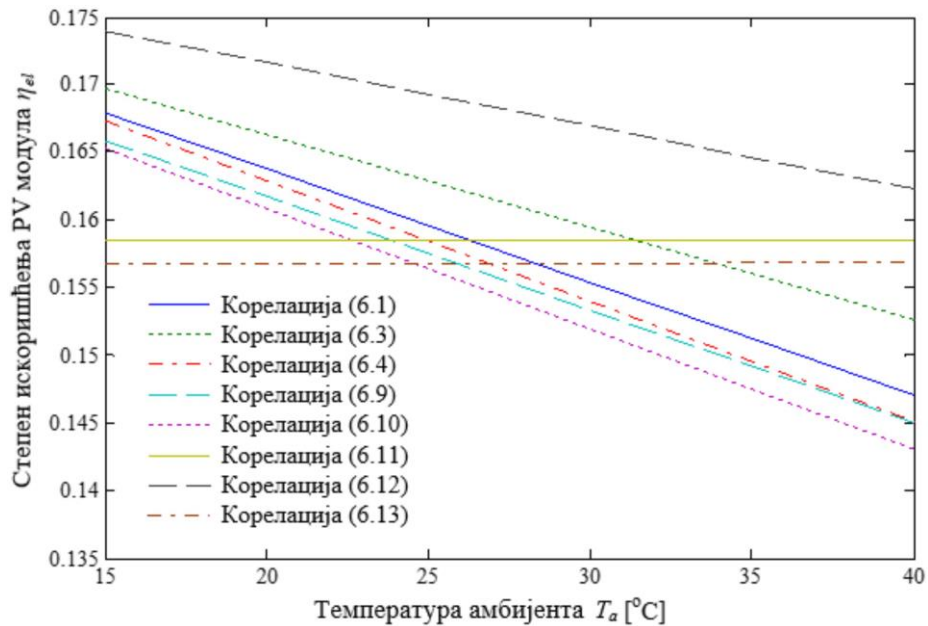
- γ – коефицијент соларне ирадијансе за енергетску ефикасност PV ћелије (ово је карактеристика материјала и има вредност око 0.12),
- α – исто што и коефицијент α_S који је дефинисан у поглављу 5,
- τ – исто што и коефицијент τ_S који је дефинисан у поглављу 5,
- U_L – параметар дефинисан изразом (4.16),
- $\overline{T_a}$ – средња месечна или дневна температура амбијента из корелације (6.8) или (6.16), редом, у К или °С,
- a_1 – исто што и β_{ref} ,
- a_2 – исто што и γ ,
- T_{NOCT} – NOCT (енг. *Nominal Operating Cell Temperature*) температура PV модула (ово је температура PV модула коју прописује произвођач за следеће метеоролошке услове: $G=800 \text{ W/m}^2$, $T_a=20 \text{ °C}$ и $v_w=1 \text{ m/s}$)
- G_{NOCT} – $G_{NOCT}=800 \text{ W/m}^2$,
- $T_{PV,NOCT}$ – исто што и T_{NOCT} ,
- $T_{a,NOCT}$ – $T_{a,NOCT}=20 \text{ °C}$,
- T_{back} – температура доње површине PV модула у °С,
- $T_{surface}$ – температура горње површине PV модула у °С,
- \overline{G} – средња дневна вредност нормалне компоненте директне соларне ирадијансе у Wh/m^2 ,
- $\overline{v_w}$ – средња дневна вредност брзине ветра у m/s .

Из претходне табеле уочава се да је готово у свим корелацијама присутан температурни коефицијент β_{ref} који зависи од врсте материјала од којег је PV модул израђен, технологије израде, али и од референтне температуре T_{ref} . Ова температура се дефинише као температура којој одговара референтни степен искоришћења PV модула $\eta_{T_{ref}}$. Величине β_{ref} , T_{ref} и $\eta_{T_{ref}}$ обично наводи произвођач PV модула. Коефицијент β_{ref} може се израчунати и помоћу израза [7]

$$\beta_{ref} = \frac{1}{T_0 - T_{ref}} \quad (6.17)$$

где је T_0 температура при којој степен искоришћења PV модула опада до нуле. За силицијумске соларне ћелије, ова температура износи $270\text{ }^\circ\text{C}$.

На слици 6.1 дат је упоредни приказ корелација из табеле 6.1 за које су параметри познати и чије вредности нису драстично одступале од просека. Степен искоришћења представљен је у функцији од температуре амбијента T_a .



Слика 6.1 Упоредни приказ корелација за процену ефикасности PV модула

Са слике 6.1 види се да све корелације дају приближне резултате. У литератури се, због своје једноставности с једне и довољне тачности с друге стране, најчешће користи корелација (6.1) [102]. Очигледно је да се вредности добијене помоћу ове корелације налазе негде у средини између вредности добијених помоћу осталих корелација. Због свега наведеног, управо ће се корелација (6.1) користити за одређивање степена искоришћења PV модула и у овој дисертацији. Упоредни приказ корелација из табеле 6.1 извршен је за следеће услове: $G=800\text{ W/m}^2$, $w_v=2\text{ m/s}$, $\psi=57^\circ$ и за карактеристике PV модула из табеле 9.6. Температуре PV модула у корелацијама за степен искоришћења PV модула одређене су помоћу израза (9.7) за вредности температуре амбијента из опсега $15 \leq T_a \leq 40\text{ }^\circ\text{C}$.

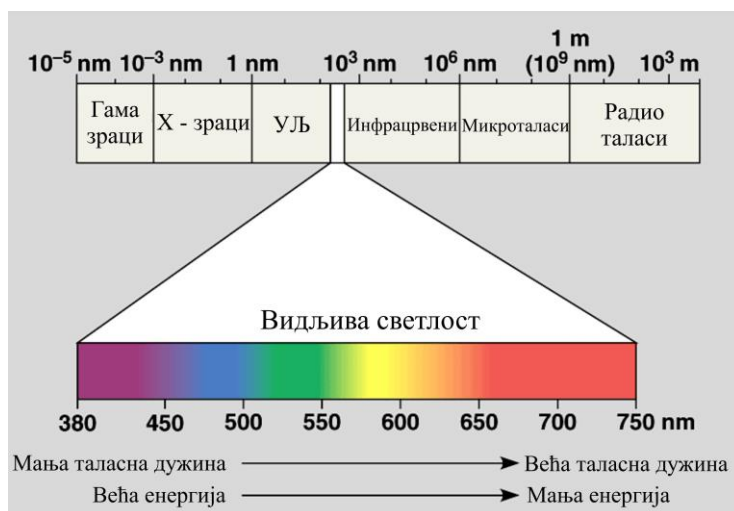
7. АНАЛИТИЧКИ МОДЕЛ РАЗМЕНЕ ТОПЛОТЕ ИЗМЕЂУ PV МОДУЛА И АМБИЈЕНТА

PV модули су полупроводнички уређаји који директно претварају енергију Сунчевог зрачења у електричну користећи фотонапонски ефекат. Ефикасност претварања соларне у електричну енергију код комерцијалних PV модула, у зависности од типа, креће се у опсегу од 10 до 18% [2]. То значи да се већи део енергије Сунчевог зрачења које доспе на површину PV модула претвори у топлоту, чиме се у знатној мери повећава његова температура изнад температуре амбијента. Код PV система, ово је непожељан ефекат, јер је добро познато да повећање температуре PV модула смањује његову енергетску ефикасност. Из тог разлога је врло битно разматрати све факторе који утичу на ефикасност PV модула. Према томе, у овом поглављу је развијен аналитички модел размене топлоте између површина PV модула инсталираног на површини земље и амбијента. У моделу се, уз *Stefan-Boltzmann*-ов закон зрачења, користе предложене корелације за израчунавање коефицијената размене топлоте природном и принудном конвекцијом. У деветом поглављу је овај модел искоришћен за анализу утицаја угла инклинације PV модула, температуре амбијента и других величина својствених амбијентним условима на перформансе PV модула. У даљем тексту биће објашњен принцип претварања соларне у електричну енергију унутар PV ћелија.

7.1 Принцип рада PV модула

Када се PV модул изложи дејству Сунчеве светлости, у њему се одвија фотонапонски ефекат, што за резултат има појаву напона на прикључним крајевима PV модула. При анализи емисије и апсорпције Сунчевог зрачења, оно се може посматрати као сноп честица, тзв. фотона. *Einstein* је фотонапонски ефекат објаснио третирајући светлост на овај начин, тј. као скуп светлосних кванта или фотона. Сваки фотон је носилац одређене количине енергије. По својој природи, светлост је електромагнетно зрачење из опсега таласних дужина видљивих голим оком. Светлост мање енергије има мању учестаност, али већу таласну дужину, а она с више енергије има већу учестаност, али мању таласну дужину.

На слици 7.1 приказан је спектар електромагнетног зрачења, као и део овог спектра који је видљив људском оку.



Слика 7.1 Спектар електромагнетног зрачења с издвојеним видљивим делом

Фотони су ненаелектрисане честице које се крећу брзином светлости c_0 . Енергија фотона дефинисана је *Einstein*-овом релацијом

$$E = h_p \cdot \nu_{em} = h_p \cdot \frac{c_0}{\lambda}, \quad (7.1)$$

где је:

h_p – *Planck*-ова константа, $h_p = 6.625 \cdot 10^{-34}$ J·s,

ν_{em} – фреквенција разматраног електромагнетног зрачења у 1/s,

c_0 – брзина светлости, $c \approx 3 \cdot 10^8$ m/s,

λ – таласна дужина у m.

Када светлосни зрак (сноп фотона) падне на површину метала, долази до интеракције између фотона и електрона у металу. При томе, фотон и електрон измеђују енергије, с тим да увек један електрон прими енергију само од једног фотона. Електрони смештени у последњој зони (орбити, љуски) материјала називају се валентни електрони, а зона у којој су они смештени назива се валентна зона. Електрони из валентне зоне су најслабије везани за своје језгро, с обзиром да су највише удаљени од њега, тако да они најпре постају слободни у случају да им

се доведе довољна количина енергије. Та енергија може бити доведена у виду топлоте, електричног поља или као кинетичка енергија кретања фотона. Уколико је енергија фотона довољна, валентни електрон погођен фотоном напушта валентну зону, тј. матични атом за који је до тада био везан и постаје слободан. За то је потребно да енергија фотона $h_p \cdot \nu_{em}$ буде већа или у крајњем случају једнака енергији забрањене зоне (енергетског процепа) материјала који се „бомбардује” фотонима, да би дошло до избијања валентног електрона из валентне зоне. Описана појава назива се фотонапонски ефекат. Слободни електрони, уколико се нађу у електричном пољу, почињу да се крећу и да стварају електричну струју. За сваки материјал карактеристична је одређена вредност енергетског процепа, тј. минималне енергије коју је потребно довести електрону да би он напустио валентну зону и прешао у проводну, односно постао слободан и могао да учествује у процесу провођења струје. Управо вредност енергетског процепа у највећој мери дефинише неки материјал као одговарајући (или неодговарајући) за израду PV модула.

Да би PV модул био ефикасан, неопходно је да вредност енергетског процепа полупроводничког материјала од којег је израђен одговара одређеном делу енергетског спектра Сунчеве светлости.

Оптимална вредност енергетског процепа за Сунчеву светлост креће се у опсегу од 1.4 до 1.6 eV. У табели 7.1 дате су вредности енергетског процепа полупроводника који се користе у производњи PV модула и таласне дужине фотона који имају енергију једнаку енергији енергетског процепа [118].

Табела 7.1 Енергетски процеп неких полупроводника и одговарајуће таласне дужине фотона

Полупроводник	Таласна дужина фотона [μm]	Енергетски процеп [eV]
Si	1.11	1.12
GaAs	0.87	1.42
CdTe	0.83	1.5
InP	0.92	1.35

Вредност енергетског процепа силицијума мања је од оптималне. Међутим, како је силицијум други елемент по распрострањености на Земљи (одмах после кисеоника) с уделом од око 27%, он тренутно представља

најзаступљенији материјал за израду PV модула. Будући да једињења GaAs и CdTe имају готово идеалну вредност енергетског процепа, тј. фотони Сунчеве светлости имају енергију блиску вредности њиховог енергетског процепа, PV модули израђени од ових материјала имају врло висок степен ефикасности – око 30% [119]. Међутим, PV модули израђени од ових материјала су врло скупи. Процес у којем фотон при судару предаје електрону довољно енергије да он пређе из валентне у проводну зону и тако постане слободан, доводи до генерисања пара електрон-шупљина. Овај термин потиче из чињенице да ослобађање електрона доводи до појаве вишка позитивног наелектрисања атома чију је валентну зону напустио електрон. Ово позитивно наелектрисање које је по апсолутној вредности једнако наелектрисању једног електрона, назива се шупљина. То значи да се генерисањем једног електрона аутоматски генерише и шупљина, тако да они заједно чине пар електрон-шупљина. За материјал с одређеном вредношћу енергетског процепа, струја коју производи фотонапонска ћелија зависи од броја генерисаних парова електрон-шупљина у јединици времена, који, с друге стране, зависи од соларне ирадијансе, тј. броја фотона који падају на површину ћелије. Према томе, површина PV ћелије и соларна ирадијанса одређују струју ћелије, а величина енергетског процепа одређује напон. Када је енергетски процеп мали, већи број фотона ће бити у могућности да генерише парове електрон-шупљина, али ће напон бити нижи, док ће у случају великог енергетског процепа, мање фотона имати довољно енергије за генерисање парова електрон-шупљина, тј. струју, али ће напон бити виши [118].

Фотони који имају енергију мању од вредности енергетског процепа полупроводничког материјала за израду PV ћелије, неће моћи да генеришу парове електрон-шупљина и њихова енергија ће се потрошити на еластичне сударе с атомима материјала док га загревају. С друге стране, фотони који имају енергију већу од вредности енергетског процепа материјала за израду PV ћелије, извршиће генерисање пара електрон-шупљина, али ће се остатак (разлика између енергије фотона и енергетског процепа) такође претворити у топлоту. Ова дисипација топлоте представља главни узрок загревања, тј. губитка енергије у фотонапонским ћелијама, чиме се ограничава њихова ефикасност.

Ослобођени електрон у поступку генерисања парова електрон-шупљина убрзо губи своју енергију и у чистом полупроводнику бива „привучен“ неком шупљином. Овај процес назива се рекомбинација парова електрон-шупљина. То значи да у чистом полупроводнику, због рекомбинације, нема довољно слободних електрона. Из тог разлога врши се допирање полупроводника тровалентним или петовалентним примесима. Атоми примесе заузимају у кристалној решетки места где би се у чистом полупроводнику налазили атоми самог полупроводника.

Ако се полупроводник допира петовалентном примесом, онда четири валентна електрона формирају четири ковалентне везе с четири валентна електрона полупроводника. Како су полупроводници четворовалентни, остаје један електрон атома примесе који нема свој пар за формирање ковалентне везе. Он је због тога слабо везан за свој атом и потребно је врло мало енергије да се он ослободи и учествује у формирању струје. С обзиром да у овом случају постоји вишак негативног наелектрисања, полупроводници допирани петовалентним примесима представљају n-тип полупроводника.

Ако се полупроводник допира тровалентним примесима, настаје полупроводник p-типа. Тровалентна примеса има три валентна електрона за формирање ковалентне везе. Ова три валентна електрона примесе формирају ковалентне везе с три валентна електрона полупроводника. Како атом полупроводника има 4 валентна електрона, то значи да један електрон атома полупроводника неће имати свој пар за формирање ковалентне везе, тј. да ће на том месту постојати вишак позитивног наелектрисања. Да би се комплетирали и четврта ковалентна веза, привлачи се један електрон из неке оближње (суседне) везе. У том случају ствара се шупљина на месту одакле је валентни електрон привучен, која поново привлачи електрон и тако редом.

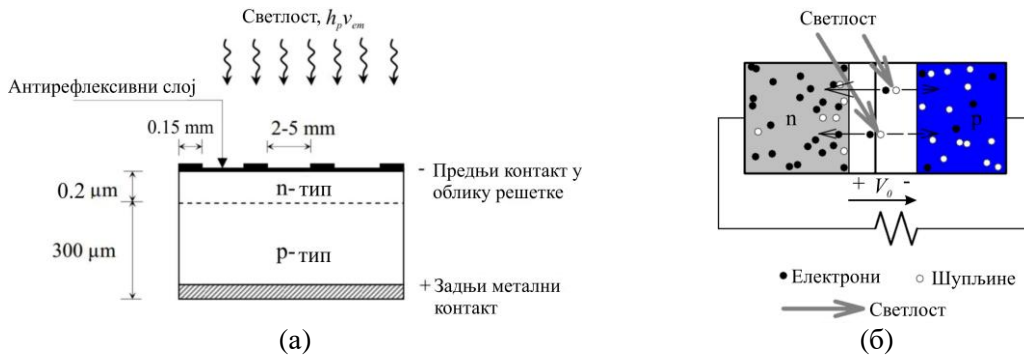
Спајањем n и p типа полупроводника настаје p-n спој. Како је у p-области концентрација шупљина за неколико редова величине већа него у n области, то ће непосредно на месту p-n споја из p области ка n области настати дифузија шупљина. Исто тако, са стране n области дифузијом кроз p-n спој одлазе електрони у p област.

У близини споја остају само непокретни наелектрисани атоми, и то, са стране p типа полупроводника уз p-n спој остају негативно наелектрисани

непокретни атоми, док са стране n типа полупроводника уз p - n спој остају позитивно наелектрисани непокретни атоми. Та област назива се осиромашена област или област просторног наелектрисувања, јер у њој нема слободних носилаца наелектрисувања. Непокретна наелектрисувања формирају електрично поље у осиромашеној области. Ово електрично поље супротставља се даљем кретању носилаца преко p - n споја. Формирано електрично поље у осиромашеној области држи електроне на n страни, а шупљине на p страни. Управо је то поље потребно за протисање електричне струје након фотонапонске конверзије.

На слици 7.2 приказан је попречни пресек типичне силицијумске соларне ћелије. На горњој површини PV ћелије налази се слој од полупроводника n типа. Овај слој је танак и прозиран, тако да светлост може несметано да продре кроз њега. Испод овог слоја налази се полупроводник p типа који је дебљи. Када Сунчеви зраци продру кроз танак слој n типа до p - n споја, кванти светлости – фотони сву своју енергију (израз (7.1)) предају електронима сударајући се с њима. Апсорбовани фотони на тај начин генеришу парове електрон-шупљина. Ако апсорпција настане далеко од p - n споја, настали пар се убрзо рекомбинује. Међутим, ако апсорпција настане унутар или у близини p - n споја, унутрашње електрично поље (напон потенцијалне баријере V_0), које постоји у осиромашеном подручју, раздваја слободни електрон и шупљину пре него што дође до њихове рекомбинације (електрон се креће према n области полупроводника, а шупљина према p области). Тако настаје фотоструја. Да би се наелектрисувања настала апсорпцијом фотона из Сунчавог зрачења сакупила, на предњој површини ћелије налази се метална решетка која не покрива више од 5% површине, тако да готово не утиче на апсорпцију Сунчавог зрачења. Горња страна ћелије прекривена је металним контактом.

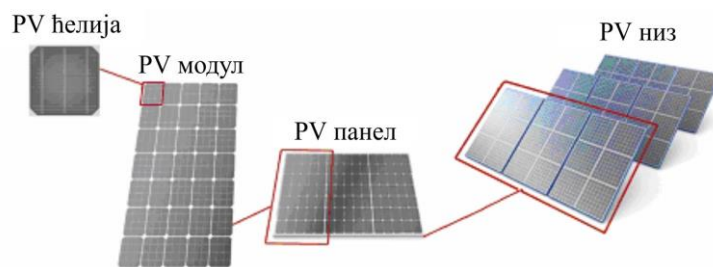
Илустрација принципа фотонапонске конверзије и изглед попречног пресека фотонапонске ћелије показани су на слици 7.2.



Слика 7.2 Соларна ћелија: (а) попречни пресек Si соларне ћелије; (б) шематски приказ осветљене соларне ћелије. Унутрашње електрично поље раздваја носиоце наелектрисања настале апсорпцијом светлости.

У циљу повећања ефикасности ћелије, предња површина ћелије прекривена је прозирним антирефлексивним слојем који смањује рефлексију светлости с површине соларне ћелије.

Максимални излазни напон појединачне соларне ћелије износи око 600-700 mV, па се ћелије редно повезују како би се добио жељени напон. Најчешће се око 36 ћелија редно повезује стварајући соларне модуле номиналног напона 12 V. Према пројектованој снази модули се спајају редно и/или паралелно, чиме се формира фотонапонски панел знатно веће снаге. Ако се сада више фотонапонских панела повеже ради постизања веће снаге, формира се низ соларних панела (слика 7.3) [120].



Слика 7.3 PV ћелија, модул, панел и низ

Да би се повећао напон, више модула везује се редно, а да би се добила већа струја, више модула везује се паралелно.

7.2 Аналитички модел

У литератури постоји велики број модела за одређивање температуре, ефикасности и снаге PV модула [7]. Међутим, сви модели дају различите

результате за исте вредности соларне ирадијансе и температуре амбијента [121]. Ове разлике настају због занемаривања утицаја појединих параметара, климатских услова, конфигурације PV модула и различитих приступа у решавању проблема. У овој дисертацији је за одређивање температуре PV модула примењен аналитички модел који се заснива на једначини енергетског биланса између примљене енергије Сунчевог зрачења, дела ове енергије који се претвара у електричну у PV модулу и топлоте одведене конвекцијом и зрачењем с PV модула. Модел укључује све релевантне величине које утичу на температуру PV модула због чега су резултати који се помоћу њега добијају врло поуздани.

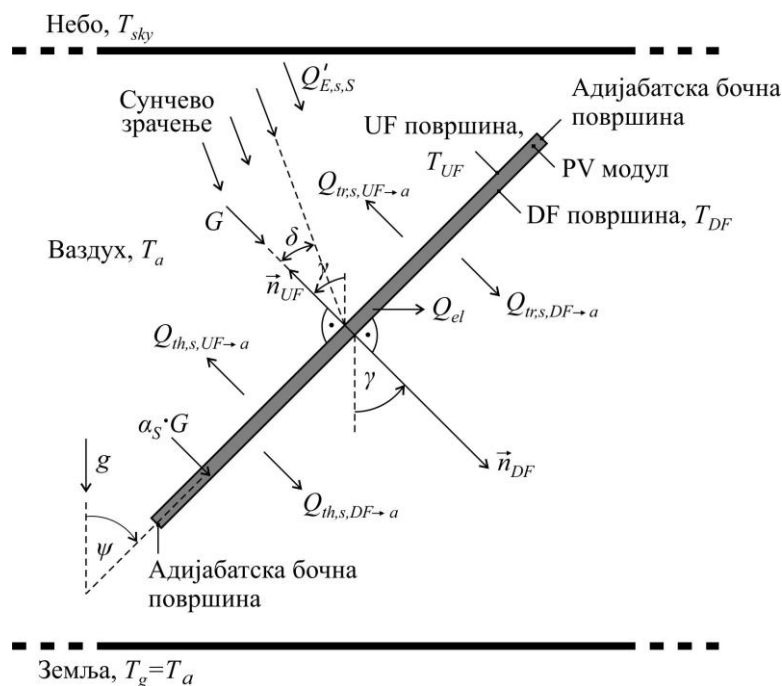
При извођењу модела, уведене су следеће претпоставке:

- губици енергије Сунчевог зрачења услед рефлексије узети су у обзир преко коефицијента апсорпције горње површине PV модула. Вредност овог коефицијента износи $\alpha_s=0.97$, што значи да се 3% енергије Сунчевог зрачења изгуби пре него што доспе на површину соларних ћелија. То је у складу с [87,102]. У прилог овој претпоставци иде и истраживање спроведено у [122], према коме је вредност годишњих губитака енергије услед рефлексије мања од 3%. Према истраживањима које су спровели *Preu* и остали [123], вредност ових губитака мања је од 2%. Најмањи губици услед рефлексије су у случају када је директна соларна ирадијанса нормална на горњу површину PV модула, с порастом од +2% за вертикални, односно хоризонтални положај PV модула [122]. Овако мала вредност губитака услед рефлексије обезбеђена је применом специјалног антирефлексивног слоја који прекрива површину PV модула. Сама површина силицијума има намерно изведену храпаву структуру у циљу спречавања рефлексије Сунчеве светлости;
- сматра се да коефицијенти апсорпције и емисије имају константну вредност која не зависи од таласне дужине Сунчеве светлости;
- сматра се да су четири бочне површине PV модула адијабатске и да две површине PV модула имају константну температуру. Како дебљина соларних ћелија с пратећим слојевима обично износи око 0.005 m, то

значи да ће четири бочне површине у случају типичног PV модула димензија $1.5 \text{ m} \times 0.8 \text{ m}$ чинити непун проценат његове укупне површине. Према томе, четири бочне површине PV модула могу се посматрати као адијабатске. Температура PV модула једнака је аритметичкој средини између температуре горње површине T_{UF} и температуре доње површине T_{DF} : $T_{PV}=(T_{UF}+T_{DF})/2$. Разлика између ове две температуре креће се између 0 и 3°C [87];

- сматра се да је температура PV модула T_{PV} униформна;
- сматра се да PV модул ради у условима ведрога неба (енг. *clear sky conditions*);
- разматра се стационарни погонски режим PV модула, односно занемарене су специфичне топлоте материјала PV модула, као и други транзијентни процеси. Промене температуре PV модула у току дана најчешће су изазване облацима. Међутим, пошто се сматра да је небо без облака, флукуације соларне ирадијансе су мале.

Процеси размене топлоте на површинама PV модула илустровани су на слици 7.4.



Слика 7.4 Размена топлоте између површина ПВ модула и амбијента

Величине приказане на слици 7.4 имају следеће значење:

- $\vec{n}_{UF}, \vec{n}_{DF}$ – нормале на UF и DF површину PV модула, редом,
- γ – угао између вертикале и нормале n_{UF} или n_{DF} , у степенима,
- δ – угао између правца Сунчевих зрака и нормале на PV модул у степенима,
- $\psi=90^\circ-\gamma$ – угао нагиба PV модула у односу на вертикалу у степенима,
- g – убрзање Земљине теже у m/s^2 ,
- T_{UF}, T_{DF}, T_a – температура UF површине PV модула, DF површине PV модула, амбијентног ваздуха, неба и земље, редом у К,
- T_{sky}, T_g – средња температура PV модула у К,
- α_S – коефицијент апсорпције Сунчевог зрачења за горњу површину PV модула,
- $Q'_{E,s,S}$ – директна соларна ирадијанса у W/m^2 ,
- G – компонента директне соларне ирадијансе нормална на горњу површину PV модула у W/m^2 ,
- $Q_{th,s,UF \rightarrow a} =$
 $Q_{th,s,UF \rightarrow a}(\psi)$ – густина флукса којим се топлота размеђује природном и/или принудном конвекцијом између горње површине PV модула и амбијентног ваздуха при углу инклинације PV модула ψ , у W/m^2 ,
- $Q_{th,s,DF \rightarrow a} =$
 $Q_{th,s,DF \rightarrow a}(\psi)$ – густина флукса којим се топлота размеђује природном и/или принудном конвекцијом између доње површине PV модула и амбијентног ваздуха при углу инклинације PV модула ψ , у W/m^2 ,
- $Q_{tr,s,UF \rightarrow a}$ – густина флукса којим се топлота размеђује зрачењем између горње површине PV модула и амбијента (неба), у W/m^2 ,
- $Q_{tr,s,DF \rightarrow a}$ – густина флукса којим се топлота размеђује зрачењем између доње површине PV модула и амбијента (земље), у W/m^2 ,
- Q_{el} – електрична снага коју PV модул генерише у W.

Сматра се да је PV модул хомогено и изотропно чврсто тело константне температуре T_{PV} . Модел се заснива на принципу енергетског баланса између апсорбоване енергије Сунчевог зрачења, дела ове енергије који се претвара у електричну у PV модулу и топлоте ослобођене конвекцијом и зрачењем с PV модула. Према томе, одговарајућа једначина енергетске равнотеже за PV модул која одговара слици 7.4, има следећи облик:

$$\alpha_S \cdot G = Q_{th,s,UF \rightarrow a} + Q_{tr,s,UF \rightarrow a} + Q_{th,s,DF \rightarrow a} + Q_{tr,s,DF \rightarrow a} + Q_{el} / S, \quad (7.2)$$

где је:

$$Q_{th,s,UF \rightarrow a} = h_{UF} \cdot (T_{PV} - T_a), \quad (7.3)$$

$$Q_{tr,s,UF \rightarrow a} = h_{r,UF} \cdot (T_{PV} - T_{sky}), \quad (7.4)$$

$$h_{r,UF} = \varepsilon_{UF} \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky}), \quad (7.5)$$

$$Q_{th,s,DF \rightarrow a} = h_{DF} \cdot (T_{PV} - T_a), \quad (7.6)$$

$$Q_{tr,s,DF \rightarrow a} = h_{r,DF} \cdot (T_{PV} - T_g), \quad (7.7)$$

$$h_{r,DF} = \varepsilon_{DF} \cdot \sigma \cdot (T_{PV}^2 + T_g^2) \cdot (T_{PV} + T_g), \quad (7.8)$$

$$Q_{el} = \eta_{el} \cdot \alpha_S \cdot G \cdot S, \quad (7.9)$$

$$G = Q'_{E,s,S} \cdot \cos \delta, \quad (7.10)$$

$$T_{sky} = 0.0552 \cdot T_a^{1.5}, \quad (7.11)$$

$$T_g = T_a, \quad (7.12)$$

при чему се укупни коефицијенти конвекције за горњу и доњу површину PV модула, h_{UF} и h_{DF} , редом, одређују на следећи начин [87]:

$$h_{UF} = h'_{c,UF}, \quad h_{DF} = h'_{c,DF} \quad \text{за} \quad \frac{Gr}{Re^2} \leq 0.01 \quad (\text{доминантна принудна конвекција}),$$

$$h_{UF} = h_{c,UF}, \quad h_{DF} = h_{c,DF} \quad \text{за} \quad \frac{Gr}{Re^2} > 100 \quad (\text{доминантна природна конвекција}),$$

$$h_{UF} = \sqrt[3]{h_{c,UF}^3 + h_{c,UF}^3}, h_{DF} = \sqrt[3]{h_{c,DF}^3 + h_{c,DF}^3} \text{ за } 0.01 < \frac{Gr}{Re^2} \leq 100, \alpha \leq 90^\circ \text{ када је}$$

горња површина PV модула директно изложена дејству ветра,

$$h_{UF} = \sqrt[3]{h_{c,UF}^3 - h_{c,UF}^3}, h_{DF} = \sqrt[3]{h_{c,DF}^3 + h_{c,DF}^3} \text{ за } 0.01 < \frac{Gr}{Re^2} \leq 100, \alpha > 90^\circ \text{ када је}$$

горња површина PV модула директно изложена дејству ветра,

$$h_{UF} = \sqrt[3]{h_{c,UF}^3 + h_{c,UF}^3}, h_{DF} = \sqrt[3]{h_{c,DF}^3 - h_{c,DF}^3} \text{ за } 0.01 < \frac{Gr}{Re^2} \leq 100, \alpha \leq 90^\circ \text{ када је}$$

доња површина PV модула директно изложена дејству ветра,

$$h_{UF} = \sqrt[3]{h_{c,UF}^3 + h_{c,UF}^3}, h_{DF} = \sqrt[3]{h_{c,DF}^3 + h_{c,DF}^3} \text{ за } 0.01 < \frac{Gr}{Re^2} \leq 100, \alpha > 90^\circ \text{ када је}$$

доња површина PV модула директно изложена дејству ветра.

Коефицијенти у претходним изразима имају следеће значење:

$h_{c,UF}$ – коефицијент који одговара природној конвекцији између горње површине PV модула и ваздуха у $W/(m^2 \cdot K)$,

$h'_{c,UF}$ – коефицијент који одговара принудној конвекцији између горње површине PV модула и ваздуха у $W/(m^2 \cdot K)$,

$h_{c,DF}$ – коефицијент који одговара природној конвекцији између доње површине PV модула и ваздуха у $W/(m^2 \cdot K)$,

$h'_{c,DF}$ – коефицијент који одговара принудној конвекцији између доње површине PV модула и ваздуха у $W/(m^2 \cdot K)$,

$h_{r,UF}$ – коефицијент који одговара зрачењу између горње површине PV модула и амбијента у $W/(m^2 \cdot K)$,

$h_{r,DF}$ – коефицијент који одговара зрачењу између доње површине PV модула и амбијента у $W/(m^2 \cdot K)$,

S – површина PV модула у m^2 ,

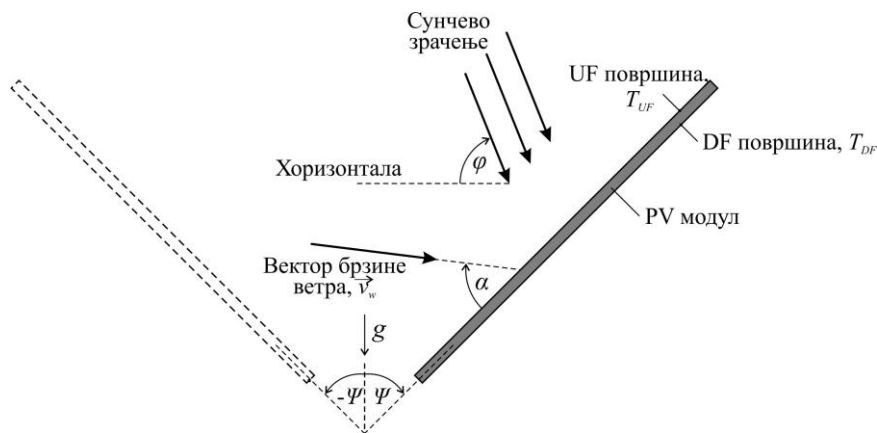
ε_{UF} – коефицијент емисије топлотног зрачења с горње површине PV модула,

ε_{DF} – коефицијент емисије топлотног зрачења с доње површине PV модула,

σ – *Stefan-Boltzmann*-ова константа у $W/(m^2 \cdot K^4)$.

За случај мешовитог (природног и принудног) струјања флуида, у изразима за h_{UF} и h_{DF} , знаци „+“ и „-“ усвојени су у складу с тим да ли је струјање флуида последица принудне конвекције у смеру дејства узгонске силе изазване природном конвекцијом или не. Овде треба водити рачуна о томе како су дефинисани углови ψ и α . Угао ψ је позитиван за све положаје PV модула који се добијају његовом ротацијом у смеру кретања казаљке на сату до хоризонталног положаја, док је у супротном негативан. Угао α дефинише се као угао између правца вектора брзине ветра и равни PV модула. Вредност овог угла је нула за случај када ветар струји паралелно равни PV модула било у смеру дејства силе земљине теже, било у супротном смеру, повећавајући се у смеру кретања казаљке на сату. Углови ψ и α илустровани су на слици 7.5.

Корелације помоћу којих се израчунавају коефицијенти $h_{c,UF}$, $h'_{c,UF}$, $h_{c,DF}$ и $h'_{c,DF}$, зависе од углова ψ и α , као и од тога да ли ветар дува са предње или задње стране PV модула, што је детаљно објашњено кроз дијаграм тока аналитичког алгоритма са слика 7.6–7.13.



Слика 7.5 Дефиниција углова ψ , α и φ

Са слике 7.4, запажа се да су небо и земља моделирани с две бесконачне паралелне равне плоче. Израз (7.11) помоћу којег је процењена температура неба, представља *Swinbank*-ову корелацију [95]. За температуру земље узето је да је она једнака температури амбијента, што се уобичајено и чини [14,91,92].

Заправо, чланови који се у једначини (7.2) односе на топлоту ослобођену с површина PV модула зрачењем, представљају добро познати *Stefan-Boltzmann*-ов закон:

$$Q_{tr,s,UF \rightarrow a} = F \cdot \sigma_{SB} \cdot \varepsilon_{UF} \cdot (T_{PV}^4 - T_{sky}^4), \quad (7.13)$$

$$Q_{tr,s,DF \rightarrow a} = F \cdot \sigma_{SB} \cdot \varepsilon_{DF} \cdot (T_{PV}^4 - T_g^4). \quad (7.14)$$

Фактор облика F у претходним изразима једнак је јединици за обе површине PV модула (горњу и доњу) [92]. Овде је извршена линеаризација. Циљ је да се израз (7.13) представи као производ коефицијента размене топлоте зрачењем за горњу површину $h_{r,UF}$ и разлике између температуре PV модула и температуре неба, а израз (7.14) као производ коефицијента размене топлоте зрачењем за доњу површину $h_{r,DF}$ и разлике између температуре PV модула и температуре земље. Након тога, када се изрази (7.13) и (7.14) уврсте у израз (7.2), добија се једначина у којој је температура PV модула T_{PV} , која је непозната, под првим, а не под четвртим степеном, па је исту лако експлицитно изразити. После израчунавања температуре T_{PV} одређују се коефицијенти h_{UF} , h_{DF} , $h_{r,UF}$ и $h_{r,DF}$, па се у следећој итерацији поново израчунава температура T_{PV} за нове вредности ових коефицијената. Итеративни поступак се понавља све док разлика између температура PV модула из претходне и текуће итерације не постане мања од задате тачности, што ће бити детаљније објашњено у даљем тексту. Наиме, чланови у заградама у претходним изразима могу да се разложе у складу с правилима алгебре. Поступак линеаризације биће описан на примеру израза (7.13), тј.

$$(T_{PV}^4 - T_{sky}^4) = (T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky}) \cdot (T_{PV} - T_{sky}), \quad (7.15)$$

а идентично се поступа и с изразом (7.14).

У претходном изразу температура T_{PV} има квадратну зависност. Међутим, пошто се производ $(T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky})$ мења за мање од 5% с променом температуре T_{PV} за 10% [73], може се сматрати да је овај производ приближно константан у околини нормалних радних температура PV модула. На тај начин извршена је линеаризација чланова из израза (7.2) који представљају топлоту ослобођену зрачењем с горње и доње површине PV модула, па и сам израз (7.2) постаје линеаран. С обзором на то, температура PV модула може се израчунати једноставно помоћу овог израза. Када се добије температура T_{PV} из израза (7.2), може се одредити вредност $(T_{PV}^2 + T_{sky}^2) \cdot (T_{PV} + T_{sky})$, а затим на основу те вредности поново израчунати температура T_{PV} . Задовољавајућа тачност добија се након 10–11 итерација.

Поређењем релација (7.13) и (7.14) редом с изразима (7.4) и (7.7) а имајући у виду описани поступак линеаризације, добијају се коефицијенти размене топлоте зрачењем за горњу, односно доњу површину PV модула, тј. изрази (7.5) и (7.8).

Степен искоришћења η_{el} из израза (7.9), добија се помоћу израза:

$$\eta_{el} = \eta_{Tref} [1 - \beta_{ref} (T_{PV} - T_{ref})], \quad (6.1)$$

при чему се η_{Tref} одређује у лабораторијским условима, углавном за стандардне услове тестирања (STC) PV модула, који подразумевају следеће вредности параметара амбијента:

- директна соларна ирадијанса од 1000 W/m²,
- температура PV модула од 25 °C,

- спектрална расподела енергије Сунчевог зрачења од АМ 1.5 (обухвата енергију Сунчевог зрачења у опсегу таласних дужина од 280 нм до 4000 нм).

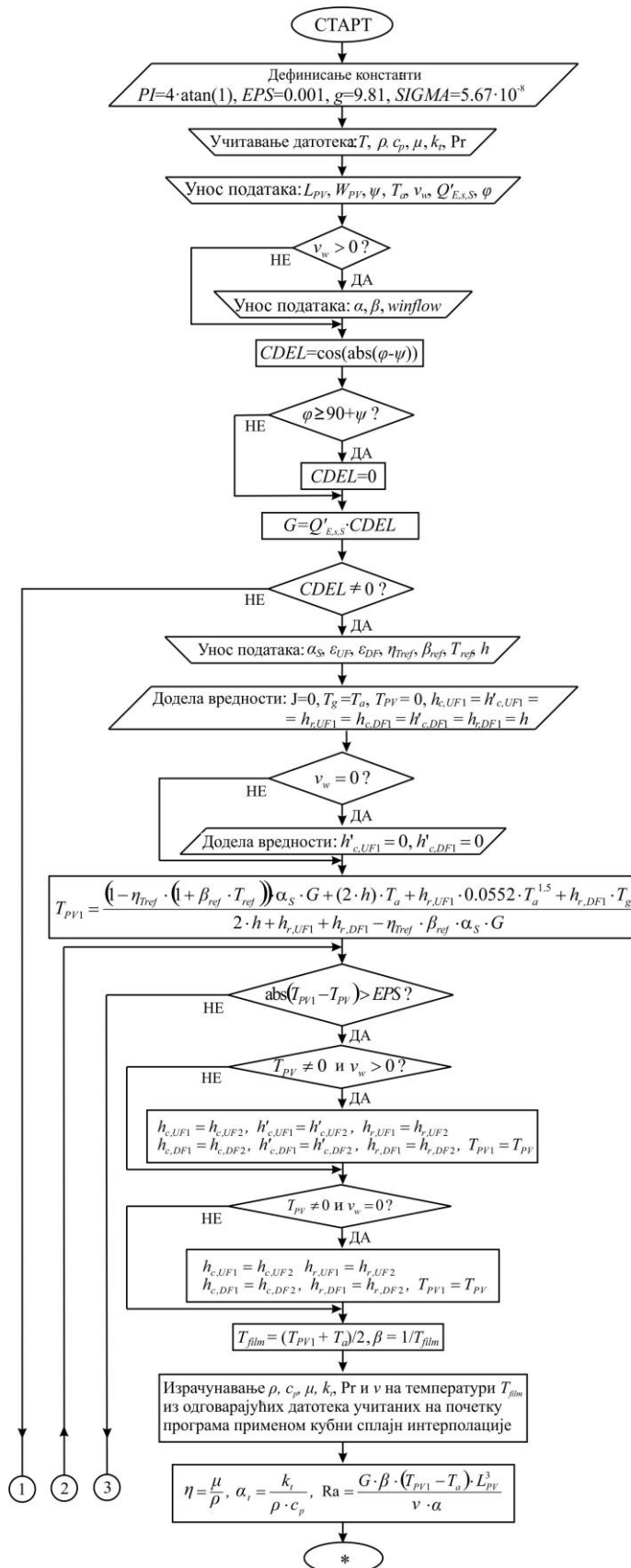
Према томе, референтна температура PV модула у изразу (6.1) износи $T_{ref}=25$ °C [7]. Израз (6.1) представља стандардни израз за одређивање ефикасности за конкретне услове експлоатације и познате референтне вредности η_{Tref} , β_{ref} и T_{ref} које прописује произвођач и то обично за STC (енг. *Standard Test Condition*) услове. Температурни коефицијент β_{ref} представља карактеристику материјала од кога је PV модул израђен [7].

Како би се анализирао утицај различитих параметара као што су угао инклинације PV модула, брзина ветра, соларна ирадијанса и температура амбијента на перформансе PV модула, односно на температуру PV модула и њој одговарајућу ефикасност, предложен је одговарајући аналитички модел. Осим температуре PV модула и ефикасности на тој температури, овај модел омогућава израчунавање електричне снаге на прикључним крајевима и вредности коефицијената размене топлоте природном и принудном конвекцијом с горње површине $h_{c,UF}$ и $h'_{c,UF}$ и природном и принудном конвекцијом с доње површине PV модула $h_{c,DF}$ и $h'_{c,DF}$, редом. Наравно, познавањем вредности за $h_{c,UF}$, $h'_{c,UF}$, $h_{c,DF}$ и $h'_{c,DF}$, могуће је једноставно одредити и топлоту која се одводи конвекцијом с горње, односно доње површине PV модула.

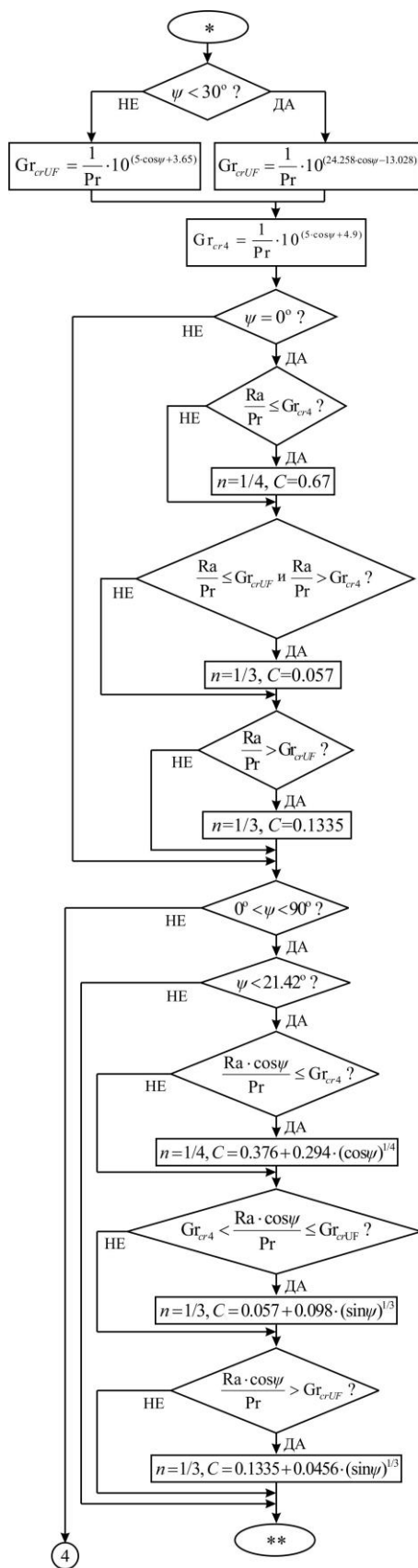
Температура PV модула добија се из израза (7.2), када се у њега уврсте коефицијенти дефинисани изразима (6.1) и (7.3–7.15) и изврши низ једноставнијих математичких операција:

$$T_{PV} = \frac{(1 - \eta_{Tref}) \cdot (1 + \beta_{ref} \cdot T_{ref}) \cdot \alpha_s \cdot G + (h_{UF} + h_{DF}) \cdot T_a + h_{r,UF} \cdot 0.0552 \cdot T_a^{1.5} + h_{r,DF} \cdot T_g}{h_{UF} + h_{DF} + h_{r,UF} + h_{r,DF} - \eta_{Tref} \cdot \beta_{ref} \cdot \alpha_s \cdot G}. \quad (7.16)$$

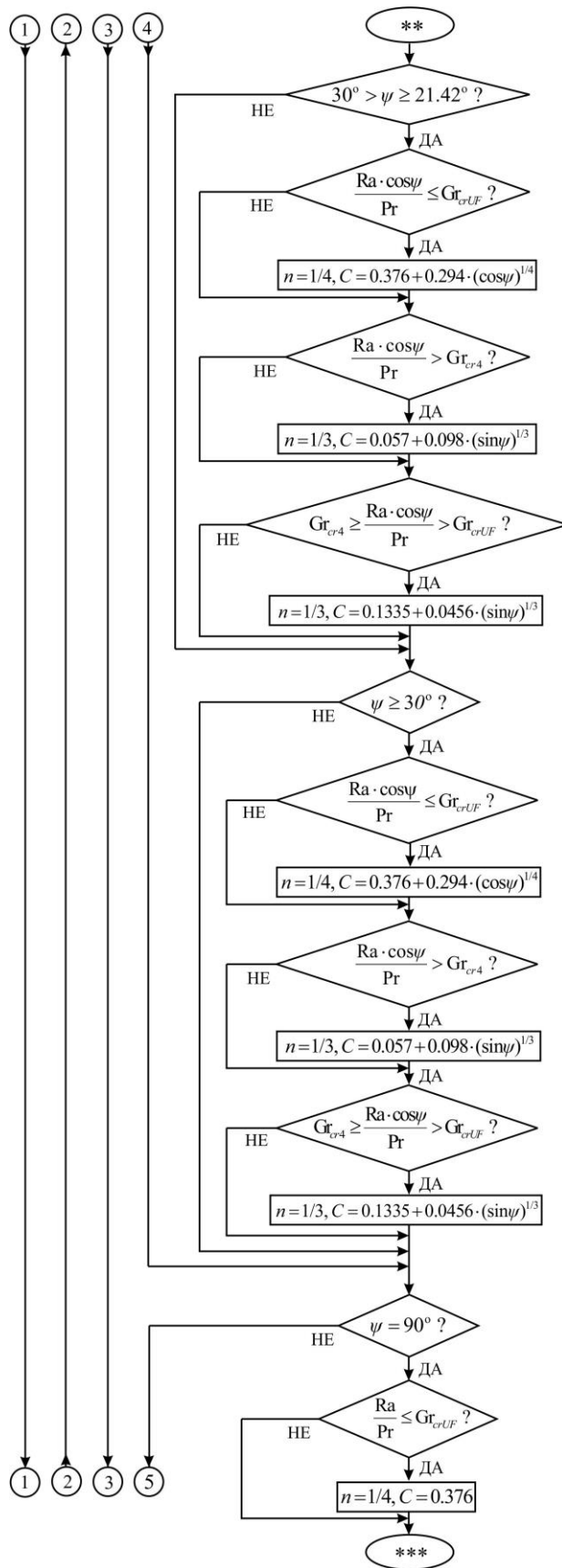
Будући да су на почетку итеративног поступка вредности коефицијената h_{UF} , h_{DF} , $h_{r,UF}$ и $h_{r,DF}$ непознате, то значи да се за све непознате коефицијенте може усвојити иста вредност (на пример $6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$). На основу ових вредности добија се температура PV модула помоћу израза (7.16). Ова температура се даље користи за израчунавање вредности коефицијената h_{UF} и h_{DF} као средњих вредности ових коефицијената из текуће итерације, затим за израчунавање *Nusselt*-овог броја помоћу корелација из табеле 3.5 за природну конвекцију и директно помоћу израза (4.38), (4.39), (4.46) или (4.49) за принудну конвекцију за услове који одговарају конкретном случају. Нове вредности коефицијената $h_{r,UF}$ и $h_{r,DF}$ добијају се из израза (7.5) и (7.8), редом, за вредност температуре израчунате помоћу израза (7.16). Израчунавајући наизменично температуру PV модула T_{PV} и коефицијенте h_{UF} и h_{DF} , $h_{r,UF}$ и $h_{r,DF}$ у итеративном поступку, након одређеног броја итерација долази се до задовољавајуће тачних вредности непознатих параметара. Дијаграм тока ове итеративне процедуре приказан је на сликама 7.6–7.13. Параметри дати на овим сликама имају следеће значење: *EPS* је задата тачност; *J* је индекс текуће итерације у итеративној петљи; T_{PV1} и T_{PV} су програмске променљиве резервисане за температуре PV модула. Остале програмске променљиве које се појављују у представљеном моделу дефинисане су у заглављу програма `PVmodul.m` који се налази у додатку ове дисертације.



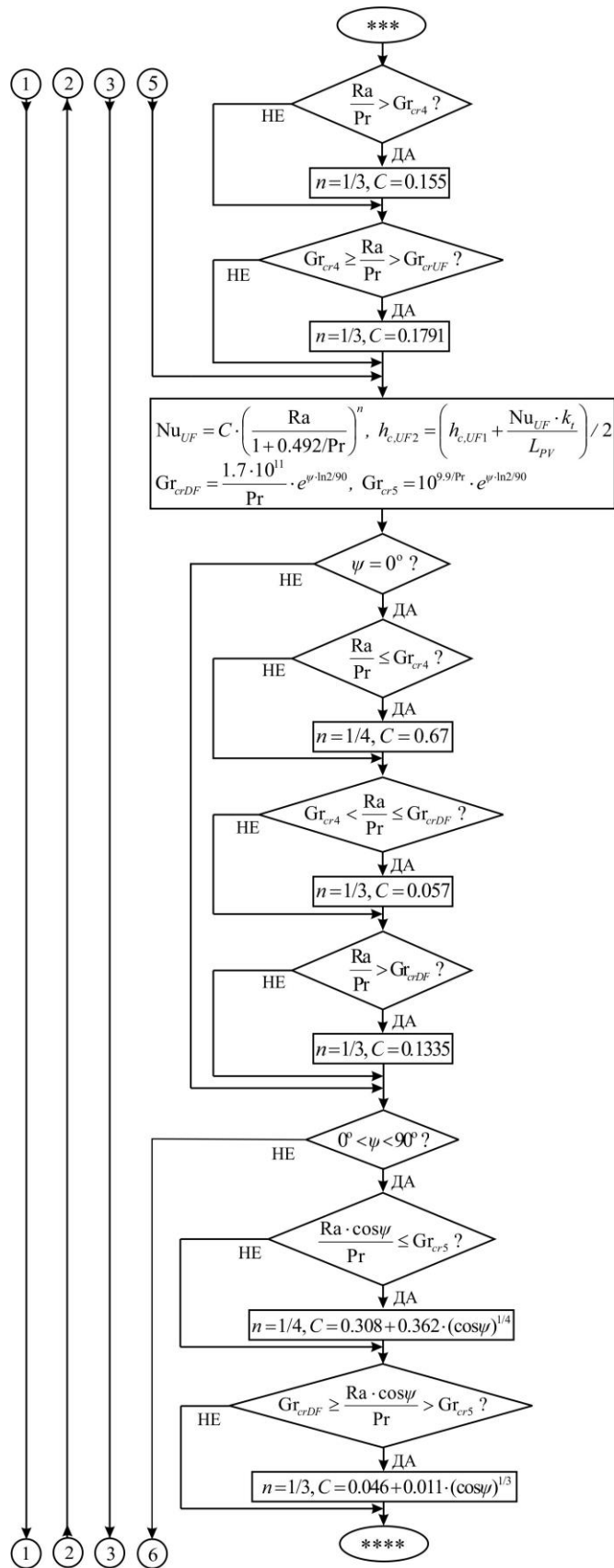
Слика 7.6 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 1



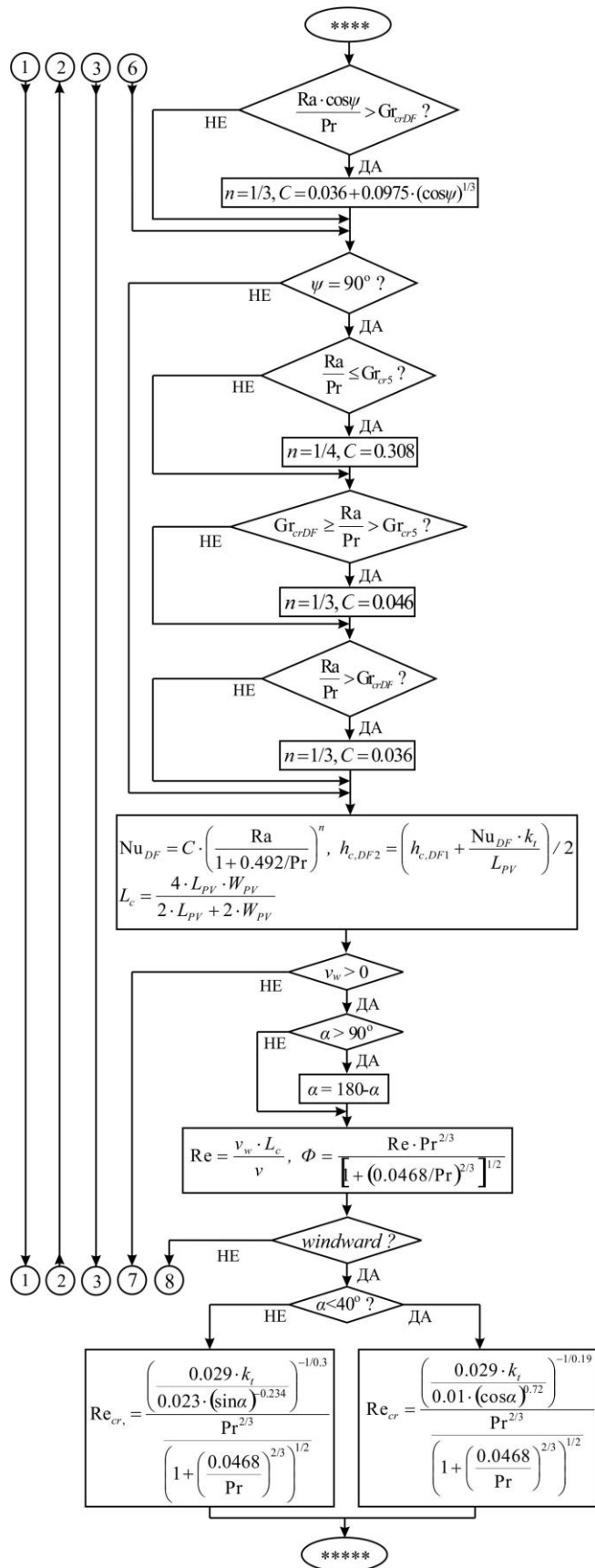
Слика 7.7 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 2



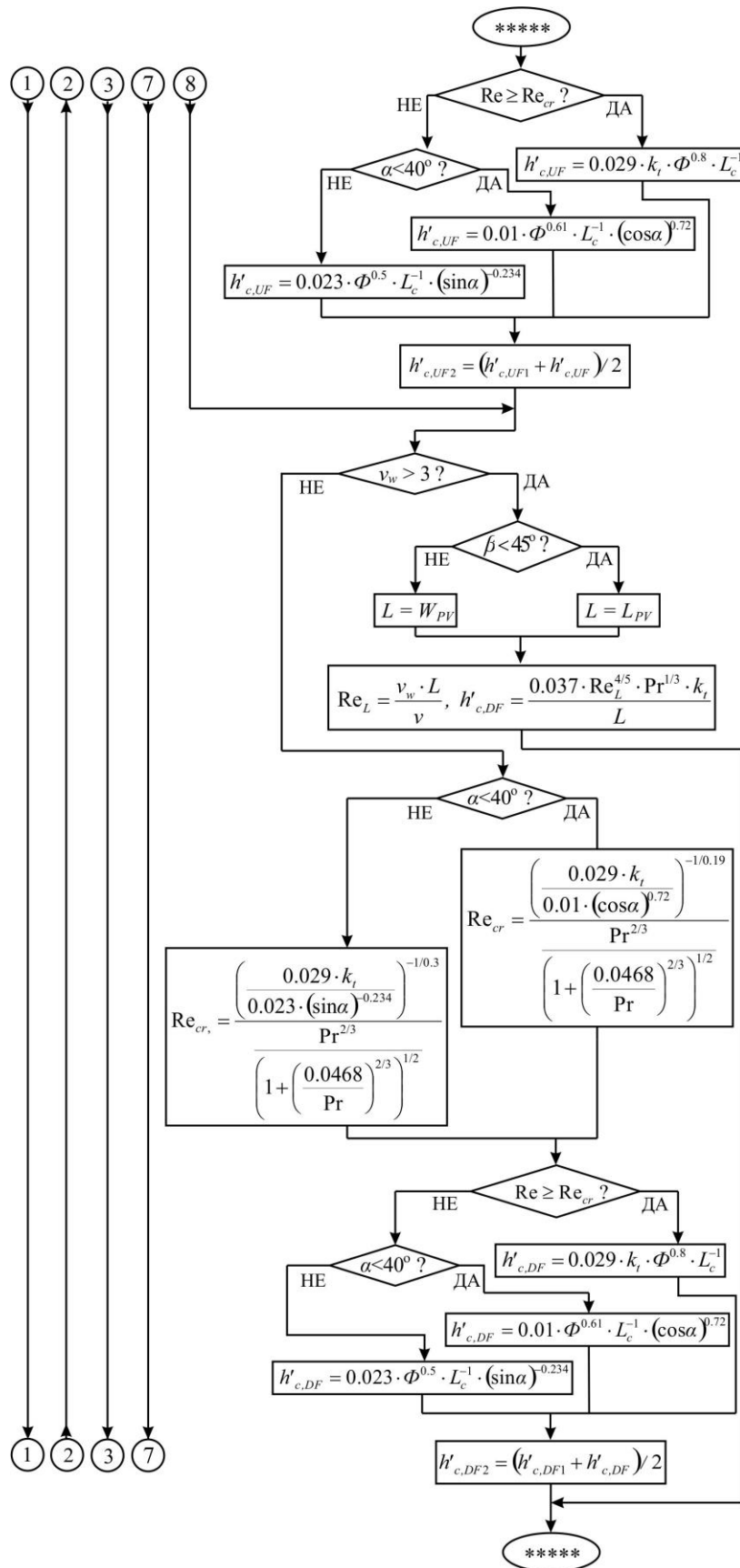
Слика 7.8 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 3



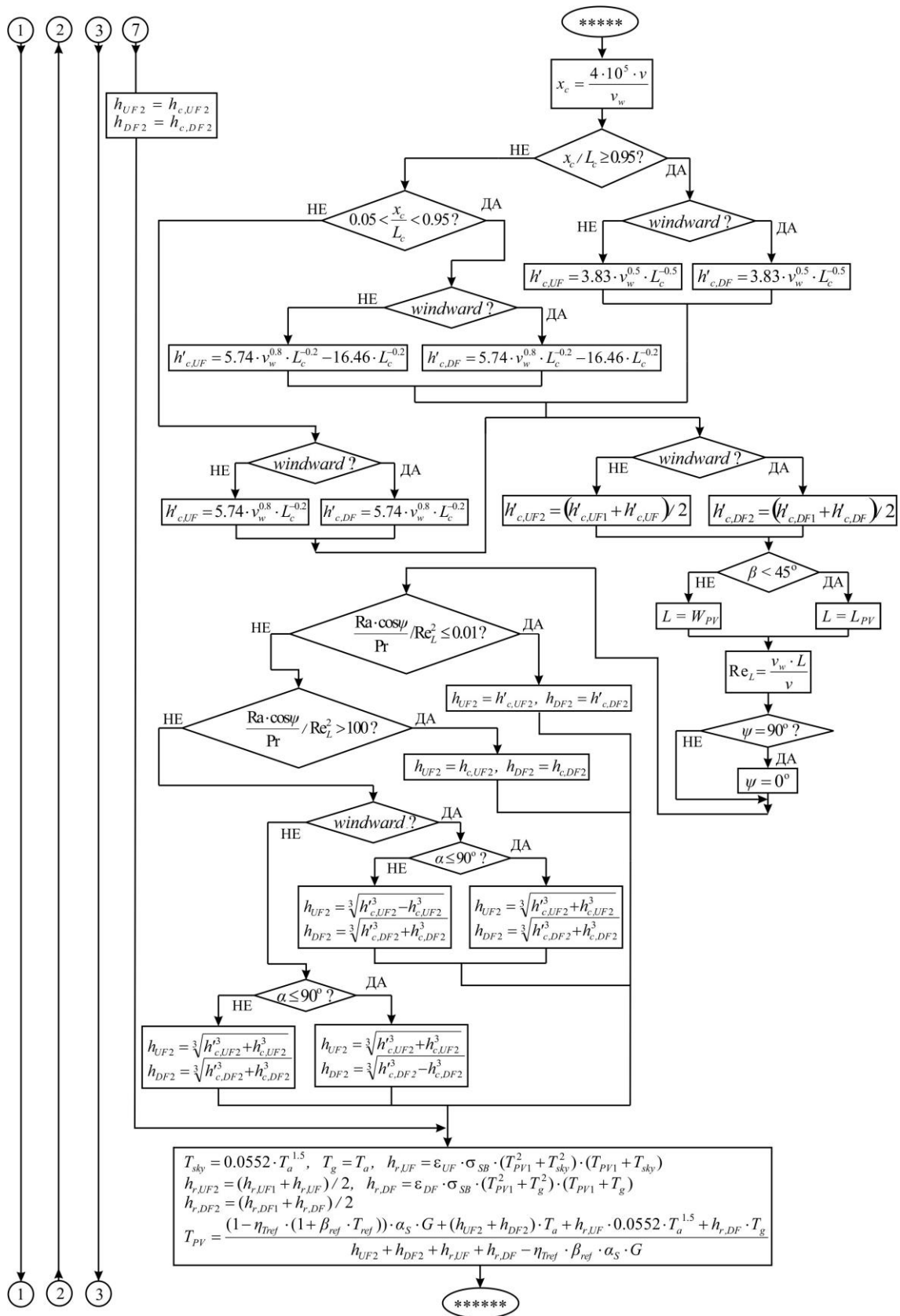
Слика 7.9 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 4



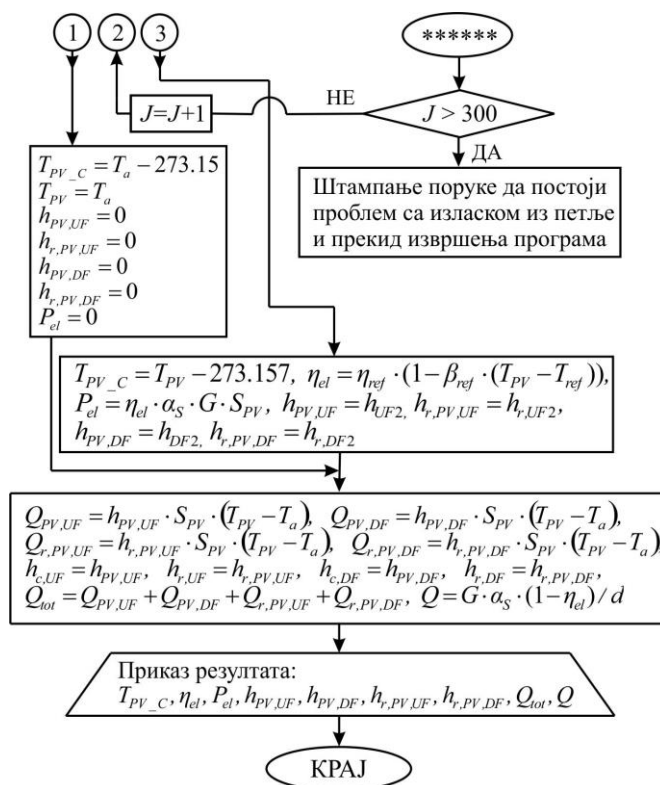
Слика 7.10 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 5



Слика 7.11 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део б



Слика 7.12 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 7

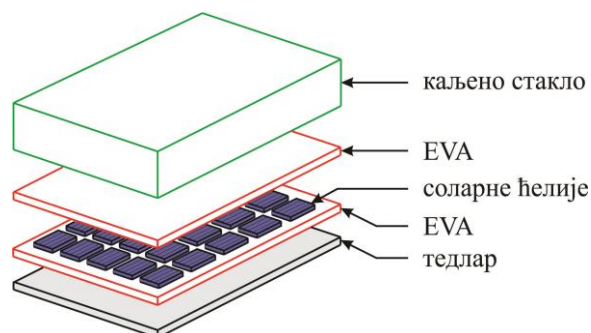


Слика 7.13 Дијаграм тока аналитичког модела размене топлоте између PV модула и амбијента – део 8

На основу дијаграма тока аналитичког модела, написан је програм PVmodul.m, чији је MATLAB код дат у прилогу А.

8. НУМЕРИЧКИ МОДЕЛ РАЗМЕНЕ ТОПЛОТЕ ИЗМЕЂУ PV МОДУЛА И АМБИЈЕНТА

Данас постоји велики број софтвера који се могу користити за анализу процеса размене топлоте између PV модула и амбијента. Ови софтвери имају и модул за геометријско моделирање у којем се скицира геометрија анализираних домена. У свим софтверима ове врсте, дефинисање начина на који се топлота с површина анализираних геометрија размењује с околином (константна температура, константни флуks, конвекција, зрачење), врши се избором одговарајућих граничних услова. Расподела неког физичког поља (у овом случају температурног) добија се решавањем одговарајућих система линеарних/нелинеарних парцијалних диференцијалних једначина. Овај систем једначина може описивати стационарно или транзијентно стање система. За решавање система ових једначина користи се нека од нумеричких метода као што су метода коначних елемената (МКЕ), метода коначних разлика, метода граничних елемената итд. У овој дисертацији ће се за анализу процеса загревања PV модула инсталираног на површини земље и амбијента користити метода коначних елемената, тј. COMSOL-ов модул за решавање проблема расподеле температуре по анализираним домену. Биће дефинисани и одговарајући почетни и гранични услови, као и извори топлоте у PV модулу. Пре него што се прикаже одговарајући нумерички модел, биће приказана конструкција PV модула с термофизичким карактеристикама појединих елемената конструкције. Стандардна структура комерцијалних PV модула израђених од силицијума приказана је на слици 8.1 [124,125].



Слика 8.1 Стандардна структура PV модула [124,125]

Може се рећи да се PV модули састоје из низа полупроводних слојева. Горња страна PV модула (страна окренута према Сунцу) треба да има високу вредност коефицијента трансмисије у опсегу таласних дужина светлости које користе соларне ћелије у PV модулу. За силицијумске PV модуле, овај танак слој треба да има високу вредност коефицијента трансмисије за светлост у опсегу таласних дужина између 350 nm и 1200 nm. Осим тога, његова горња површина треба да има ниску вредност коефицијента рефлексије светлости. Поред поменутих особина у погледу рефлексије и трансмисије светлости, горњи слој који прекрива PV модул треба да буде отпоран на воду, затим да има добру отпорност на удар, да буде стабилан при дуготрајном излагању УЛ зрацима и да има велику вредност специфичне топлотне проводности. У случају да вода продре испод овог слоја, могуће је да метални контакти и проводници PV модула кородирају, чиме се знатно смањује њихова ефикасност и животни век. Дobre особине у погледу наведених карактеристика има каљено стакло с малим садржајем гвожђа, због чега се горња површина PV модула прекрива танким слојем овог материјала. Осим чврстоће, стабилности и високе вредности коефицијента трансмисије, каљено стакло с малим садржајем гвожђа је и јефтино, а има и добре особине у погледу самочишћења.

Изнад и испод силицијумског слоја код PV модула налази се енкапсулант. Он треба да обезбеди добро пријањање (адхезију) соларних ћелија с горњим (стакло) и доњим (тедлар) слојем PV модула и електрично их изолује од њих, затим да спречи продор влаге и других материја и на крају, да заштити соларне ћелије од механичких напрезања. Енкапсулант треба да буде стабилан на повишеним температурама и великој изложености УЛ зрацима. Такође треба да буде оптички прозиран и да има ниску вредност специфичне топлотне отпорности. За израду енкапсуланта најчешће се користи материјал EVA (енг. *Ethyl Vinyl Acetate*), који се израђује у виду танких листова уметнутих између силицијумског слоја (соларних ћелија) и горње, односно доње површине. Овај спој се затим загрева на температури од 150°C како би се извршила полимеризација EVA филма и учврстила конструкција PV модула.

Кључне особине које доња површина PV модула мора имати јесу велика вредност специфичне топлотне проводности и спречавање продора влаге.

Материјал од кога се најчешће израђује овај слој у виду танког филма је PVF (енг. *Polyvinyl Fluoride*), комерцијалног назива тедлар.

Слој антирефлексивног материјала налази се с горње стране PV модула између EVA филма и силицијумског слоја, тј. соларних ћелија, али је његова дебљина врло мала (око $0.1 \cdot 10^{-3}$ mm), тако да он не утиче на расподелу температуре по запремини PV модула, због чега овде није ни приказан.

Код нумеричке анализе загревања PV модула уведено је неколико претпоставки у складу с [91,126]:

- директна соларна ирадијанса је константна;
- део енергије Сунчевог зрачења који се у PV модулу не претвори у електричну комплетно се губи у виду топлоте;
- вишеструка рефлексија и трансмисија између појединих слојева PV модула (нарочито између слоја са соларним ћелијама и стакла) и размена топлоте зрачењем између стакла и слоја с PV ћелијама је занемарена;
- коефицијент апсорпције Сунчевог зрачења од $\alpha_s=0.97$ узима у обзир рефлексију стакла, EVA енкапсуланта и саме површине слоја соларних ћелија;
- нема прашине или неког другог агенса наталоженог на површини PV модула;
- температура амбијента је константна;
- размена топлоте између PV модула и околног амбијента кроз бочне стране PV модула је занемарена (врло мала дебљина PV модула) ;
- све карактеристике материјала заступљених у конструкцији PV модула су независне од температуре;
- мрежа проводника изнад соларних ћелија и слој испод њих који представља позитивну электроду, као и *Joule*-ови губици у њима услед протицања фотострује су занемарени.

8.1 Решавана једначина

Одговарајућа 3D нелинеарна парцијална диференцијална једначина која описује процес кондукције топлоте унутар запремине анализираног домена PV модула за стационарно стање, има облик:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_{t,x}(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{t,y}(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_{t,z}(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = 0, \quad (8.1)$$

где су $k_{t,x}(T)$, $k_{t,y}(T)$ и $k_{t,z}(T)$ компоненте тензора специфичне топлотне проводности материјала по правцима оса x , y и z у функцији од температуре у $W/(K \cdot m)$, T је температура у K , x , y и z су *Decartes*-ове просторне координате у m и Q је запреминска снага извора топлоте као константа у W/m^3 .

Како су материјали који су заступљени у конструкцији PV модула изотропни, то значи да је:

$$k_t = k_{t,x} = k_{t,y} = k_{t,z}. \quad (8.2)$$

Осим тога, зависност специфичне топлотне проводности k_t од температуре у опсегу температура у којима PV модули нормално раде је занемарљива [91,125–127], па једначина (8.1) постаје линеарна. Према томе, одговарајућа једначина кондукције топлоте у PV модулу за стационарно стање која ће се нумерички решавати, има облик:

$$\nabla^2 T + \frac{Q}{k_t} = 0, \quad (8.3)$$

где је ∇^2 – *Laplace*-ов оператор.

8.2 Гранични услови

Да би се пронашло решење система једначина кондукције топлоте (8.3) и на тај начин одредила расподела температурног поља по запремини анализираног домена, потребно је познавати почетне и граничне услове.

Гранични услови су изузетно важни за квалитет решења које се жели генерисати помоћу МКЕ софтвера за термичку анализу. Неправилан избор граничних услова најчешћи је узрок за добијање лоших резултата управо због

тога што гранични услови одређују одвођење топлоте од PV модула према околини.

Уопштено говорећи, решавана једначина кондукције топлоте (8.3) допушта задавање неколико врста граничних услова који могу бити линеарни и нелинеарни. Најчешће дефинисани гранични услови у методи коначних елемената су: (i) позната вредност температуре; (ii) позната вредност густине топлотног флуksа; (iii) размена топлоте конвекцијом и (iv) размена топлоте зрачењем, или нека њихова комбинација [128].

Позната вредност температуре дефинише вредност температуре T_{in} у неком чвору или на некој граници домена. Температура T_{in} по вредности може бити константна или функција просторних координата и/или времена. Аналитички се задаје у облику:

$$T = T_{in}(x, y, z, t) \text{ на } \partial\Omega. \quad (8.4)$$

Овај гранични услов је познат и као гранични услов *Dirichlet*-овог типа.

Позната вредност густине топлотног флуksа $Q_{t,s0}$ представља пример граничног услова *Neumann*-овог типа који се дефинише следећом једначином:

$$q_x \cdot n_x + q_y \cdot n_y + q_z \cdot n_z = -q_s \text{ на } \partial\Omega, \quad (8.5)$$

где је:

- Ω – посматрани домен (чврсто тело) у којем се примењује једначина кондукције топлоте,
- $\partial\Omega$ – део спољашње (граничне) површине домена Ω ,
- n_x, n_y, n_z – пројекције спољашње нормале на део граничне површине $\partial\Omega$
- q_x, q_y, q_z – компоненте вектора густине топлотног флуksа по правцима x, y и z осе, у W/m^2 ,
- q_s – густина топлотног флуksа у W/m^2 , нормаланог на део граничне површине $\partial\Omega$.

Гранични услов *Neumann*-овог типа може имати неколико случајева.

Први специјални случај овог граничног услова постоји за $q_s=0$ и зове се **гранични услов топлотне изолације** или **хомогени гранични услов**. Он спада у групу природних граничних услова и из тог разлога се на свим деловима границе споља, где нису дефинисани гранични услови, његова дефиниција подразумева [128]. Када се на некој граници дефинише гранични услов топлотне изолације, то значи да се с друге стране границе на којој је овај услов дефинисан наставља геометрија идентичне конструкције и идентичних термофизичких карактеристика као и она која је скицирана у модулу за геометријско моделирање. Због тога је овај гранични услов врло користан у случају симетричних геометрија, јер се цртањем и анализом једног дела симетричне геометрије могу смањити њене димензије, а притом добити исти резултати као када се разматра цела геометрија. Тако се штеде ресурси рачунара у погледу потребне меморије, а коначно решење расподеле физичког поља добија се знатно брже.

Други случај настаје када је густина топлотног флукса кроз границу q_s пропорционална разлици између непознате температуре површине чврстог тела T_s и температуре флуида који струји уз површину тог тела T_f , односно $q_s=h \cdot (T_s-T_f)$. Овде је h коефицијент размене топлоте конвекцијом у $W/(m^2 \cdot K)$. Овај гранични услов познат је и под називом **гранични услов размене топлоте конвекцијом**. Коефицијент h може зависити од температуре T_f и у том случају је гранични услов размене топлоте конвекцијом нелинеаран (иначе је линеаран). Такође, коефицијент h и температура T_f могу бити константне вредности или функције просторних координата и/или времена.

Трећи случај представља **гранични услов размене топлоте зрачењем**. Овде се густина топлотног флукса кроз границу $Q_{t,s0}$ дефинише у зависности од емитоване енергије с површине посматраног тела и упадног зрачења које је последица емисије и рефлексије топлоте с других чврстих тела и/или флуида [128], тј.

$$q_x \cdot n_x + q_y \cdot n_y + q_z \cdot n_z = \sigma \cdot \varepsilon \cdot T_s^4 - \alpha \cdot q_r \quad \text{на } \partial\Omega, \quad (8.6)$$

где је:

$$\sigma=5.6697 \cdot 10^{-8} \quad - \text{ Stefan-Boltzmann-ова константа у } W/(m^2 \cdot K^4),$$

- ε – коефицијент емисије топлотног зрачења за део граничне површине $\partial\Omega$ ($0 \leq \varepsilon \leq 1$),
- T_s – непозната температура дела граничне површине у К,
- α – коефицијент апсорпције топлотног зрачења за део граничне површине $\partial\Omega$ ($0 \leq \alpha \leq 1$),
- q_r – густина топлотног флукса упадног зрачења у W/m^2 .

8.3 Геометрија разматраног домена, почетни и гранични услови

Нерефлектовани део енергије соларног зрачења (која доспева на горњу површину PV модула) претвара се једним делом у електричну (у слоју са соларним ћелијама), а другим у топлоту. Део који се претвара у топлоту биће код нумеричког модела третиран као запреминска снага извора топлоте. То значи да ће се слоју са соларним ћелијама, при симулацији рада PV модула у COMSOL-у, доделити вредност запреминске снаге извора топлоте у W/m^3 израчуната према следећем изразу:

$$Q = \frac{G \cdot \alpha_s}{d} \cdot (1 - \eta_{el}), \quad (8.7)$$

док ће остали слојеви имати вредност запреминске снаге извора топлоте једнаку нули, јер се у њима топлота не генерише. У претходном изразу d означава дебљину слоја са соларним ћелијама у метрима.

У аналитичком моделу је топлота која се ослободи зрачењем с горње и доње површине PV модула рачуната слично као и за конвекцију, при чему су одређени одговарајући коефицијенти размене топлоте зрачењем за горњу, односно доњу површину PV модула. Овде треба водити рачуна о томе да је топлота ослобођена конвекцијом с горње и доње површине PV модула једнака производу одговарајућег коефицијента конвекције и разлике температуре PV модула и амбијента. Топлота ослобођена зрачењем с горње, односно доње површине PV модула једнака је производу одговарајућег коефицијента размене топлоте зрачењем за горњу, односно доњу површину и разлике температуре PV модула и температуре неба T_{sky} , односно земље T_g , редом. Из тог разлога је при задавању граничног услова размене топлоте зрачењем на горњој површини PV модула у COMSOL-у потребно задати следећу вредност температуре амбијента:

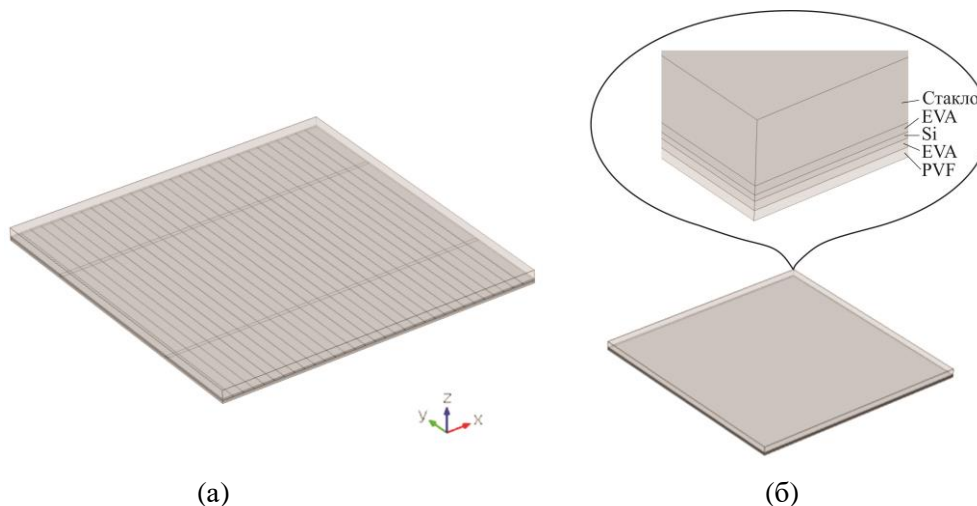
$$T_a \equiv T_{sky} = 0.0552 \cdot T_a^{1.5}. \quad (8.8)$$

За случај задавања граничног услова размене топлоте зрачењем на доњој површини PV модула у COMSOL-у, температура амбијента остаје непромењена зато што се сматра да је температура земље једнака температури амбијента. Наравно, код дефинисања граничног услова зрачења, уз температуру амбијента, неопходно је задати и одговарајуће вредности коефицијента емисије топлотног зрачења за горњу и доњу површину PV модула.

Гранични услов размене топлоте конвекцијом у COMSOL-у дефинише се задавањем одговарајућих вредности коефицијента размене топлоте конвекцијом за горњу и доњу површину које су израчунате помоћу аналитичког модела, тј. h_{UF} и h_{DF} , редом и температуре амбијента.

При формирању геометријског модела разматраног домена, водило се рачуна о слојевитој структури PV модула са слике 8.1 и дебљини појединих слојева из табеле 8.1. Реална соларна ћелија на површини слоја силицијума има мрежу проводника која има улогу да „сакупи“ електроне настале у поступку генерисања парова електрон-шупљина који су иницирани енергијом фотона. Изглед једне реалне соларне ћелије с овом мрежом проводника приказан је на слици 8.2а. У [129] извршена је анализа утицаја појединих слојева соларне ћелије на њену температуру. Симулације рада соларне ћелије вршене су у COMSOL-у. На основу добијених резултата закључено је да се соларне ћелије могу моделирати без мреже проводника, као и загревања које проузрокују *Joule*-ови губици у њима услед протицања фотострује. Грешка у температури соларне ћелије која се јавља у случају изостављања мреже проводника занемарљива је у односу на случај када се она укључи у модел заједно с *Joule*-овим губицима. Према томе, овде ће се симулације загревања PV модула спровести под претпоставком да мрежа проводника на површини слоја са соларним ћелијама не постоји. Такође, у моделу је изостављен и доњи контакт, тј. проводни слој испод соларних ћелија који представља позитивну електроду. Како слојеви с проводницима имају веома велику специфичну топлотну проводност, они неће утицати на коначну расподелу температуре по разматраном домену у стационарном стању. С друге стране, њихове димензије су веома мале (ови слојеви много су тањи од осталих слојева соларне ћелије), па би они у највећој

мери утицали на димензије коначних елемената на које би софтвер поделио разматрани домен. Изостављањем ових слојева у нумеричком моделу, знатно се штеде ресурси рачунара и време извршавања симулација. На слици 8.26 приказана је соларна ћелија без мреже проводника, као и увеличани приказ појединих слојева ћелије.



Слика 8.2 Приказ 3D модела соларне ћелије: (а) реална конструкција соларне ћелије с мрежом проводника и (б) соларна ћелија без мреже проводника с увеличаним приказом појединих слојева

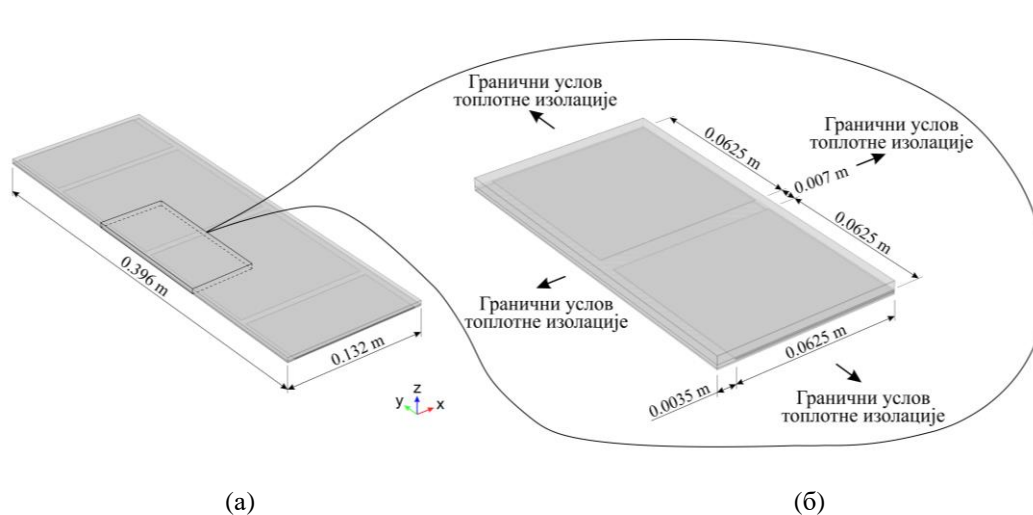
Димензије типичне соларне ћелије износе $0.125 \text{ m} \times 0.125 \text{ m}$ [112,115]. Дебљине појединих слојева ћелије, као и вредности термофизичких карактеристика ових слојева потребних за анализу загревања ћелије помоћу МКЕ у COMSOL-у, дате су у табели 8.1.

Табела 8.1 Термофизичке карактеристике материјала заступљених у конструкцији PV модула [14,124,126,129]

Слој	Дебљина, [m]	Специфична топлотна проводност, [W/(m·K)]	Специфична топлота, [J/(kg·K)]	Густина, [kg/m ³]
Стакло	0.0032	1.06	750	2700
EVA	0.00045	0.23	2090	960
Si	0.0003	148	677	2330
EVA	0.00045	0.23	2090	960
PVF (тедлар)	0.0005	0.36	1250	1200

Геометријски модел PV модула могуће је додатно поједноставити. Наиме, како се PV модул састоји из низа повезаних соларних ћелија идентичних термофизичких карактеристика, могуће је разматрати расподелу температуре по

запремини само једне ћелије, при чему се сматра да су остале ћелије изложене истоветним условима загревања. Ова претпоставка потврђена је симулацијом загревања PV модула из [129] приказаног на слици 8.3 и одговарајуће соларне ћелије приказане на слици 8.4. Наравно, PV модул и соларна ћелија из којих се састоји овај модул идентичних су термофизичких карактеристика.

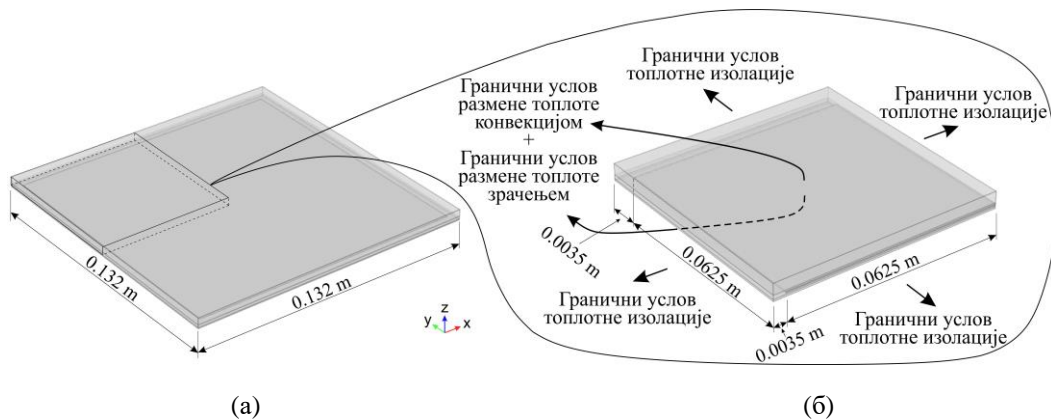


Слика 8.3 Приказ разматраног PV модула: (а) реалне димензије и (б) одговарајући 3D геометријски модел за симулацију загревања при граничном услову топлотне изолације на четири бочне површине PV модула

На слици 8.3 приказана је геометрија разматраног PV модула, као и његов одговарајући 3D модел за анализу загревања у COMSOL-у. Види се да 3D модел представља само шестину овог модула. Ситуација у погледу расподеле температуре код реалних димензија PV модула и његовог 3D модела идентична је зато што је на три стране модела (горњој, доњој и десној) примењен гранични услов топлотне изолације. На овај начин искоришћена је симетрија PV модула, а решавани домен је смањен шест пута, колико се смањује и број коначних елемената на које би програм за генерисање мреже поделио домен разматраног PV модула. У крајњем случају, то подразумева добијање идентичног решења с много мање потребне меморије рачунара и времена решавања система парцијалних диференцијалних једначина.

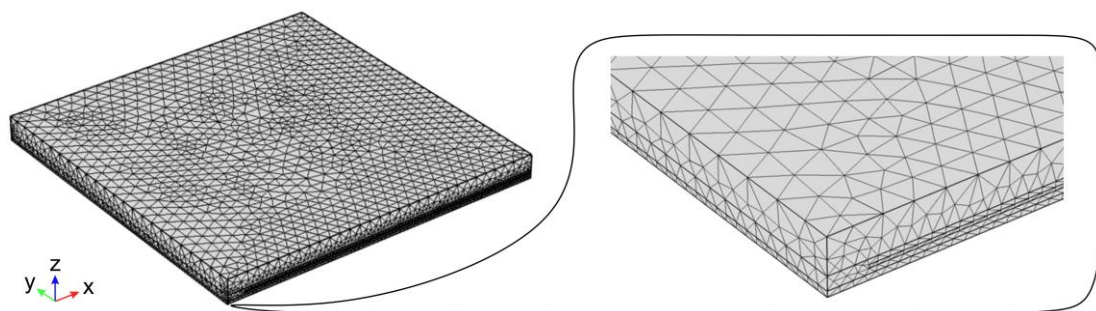
Анализа загревања PV модула може се додатно поједноставити разматрањем само једне соларне ћелије, а добијени резултати се у погледу расподеле температуре могу генерализовати за све остале ћелије, односно PV модул/панел који се састоји од идентичних соларних ћелија. У даљем тексту ће се

показати да је овај приступ исправан. На слици 8.4 приказан је 3D модел једне соларне ћелије, односно једне њене четвртине с одговарајућим граничним условима на њеним површинама.

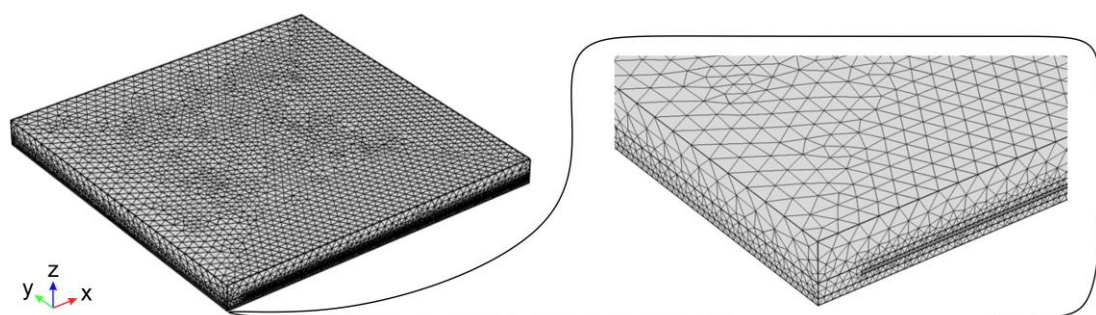


Слика 8.4 Соларна ћелија: (а) реалне димензије и (б) одговарајући 3D модел за симулацију загревања PV ћелије при граничном услову топлотне изолације на четири бочне површине PV ћелије и граничне услове размене топлоте конвекцијом и зрачењем на горњој и доњој површини

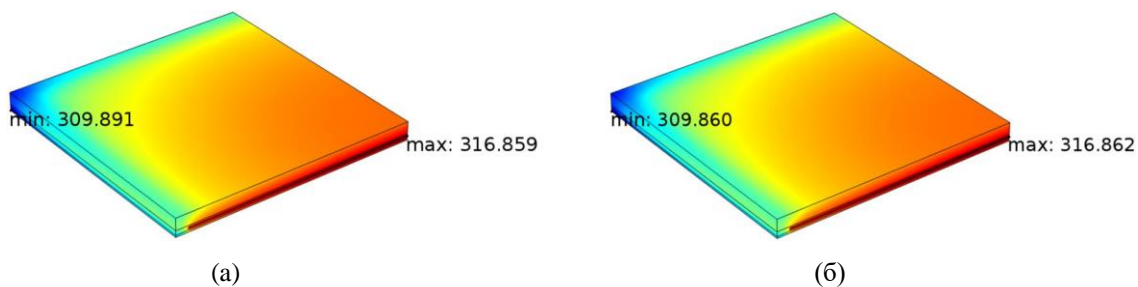
Мрежа коначних елемената генерисана је аутоматски (коришћењем опције „Normal“ за квалитет мреже у COMSOL-у) по домену са слике 8.4б и приказана је на слици 8.5. Број елемената мреже облика тетраедра у овом случају износио је 121713. Како би се спровела анализа утицаја квалитета мреже на тачност решења, симулација загревања извршена је и за мрежу разматраног домена добијену коришћењем опције „Extra fine“ (слика 8.6). У овом случају број елемената мреже облика тетраедра износио је 1015558. На слици 8.7 приказана је расподела температуре по разматраном домену за случај мреже са слика 8.5 и 8.6. Као што се види са ове слике, разлика у температури за најхладније и најтоплије место износи редом 0.031 °C и 0.003 °C. Према томе, за генерисање решења, односно расподелу температуре по разматраном домену, довољно је користити опцију за аутоматско генерисање мреже средњег („Normal“) квалитета без утицаја на квалитет резултата. Симулације су у оба случаја извршене за исте услове загревања и хлађења модула.



Слика 8.5 Мрежа коначних елемената генерисана аутоматски коришћењем опције „Normal“ за квалитет мреже у домену који представља четвртину ћелије са слике 8.4б



Слика 8.6 Мрежа коначних елемената генерисана аутоматски коришћењем опције „Extra fine“ за квалитет мреже у домену који представља четвртину ћелије са слике 8.4б

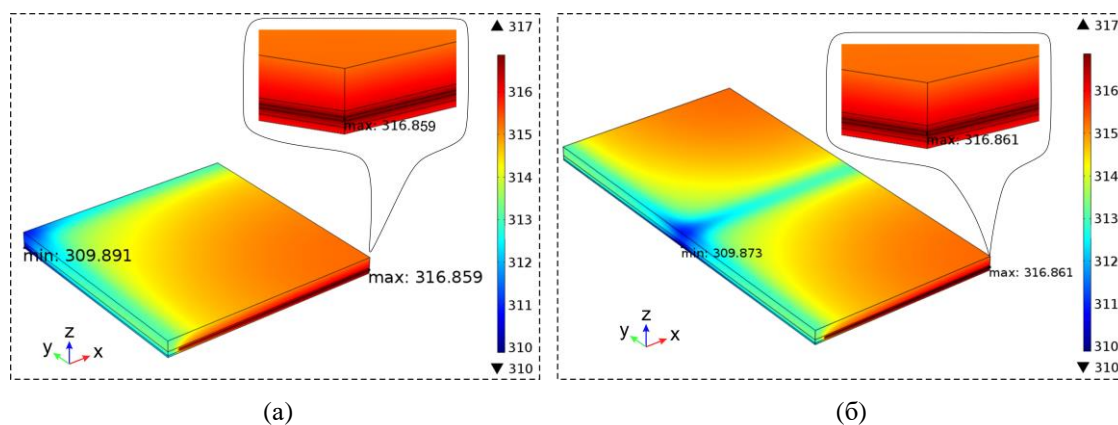


Слика 8.7 Расподела температуре по домену једне четвртине соларне ћелије за случај: (а) мреже коначних елемената са слике 8.5 и (б) мреже коначних елемената са слике 8.6

За све бочне површине 3D модела PV модула, примењен је гранични услов топлотне изолације. Горња и доња површина моделиране су граничним условом размене топлоте конвекцијом и граничним условом размене топлоте зрачењем. Вредности коефицијената размене топлоте конвекцијом за горњу и доњу површину модула са слике 8.3 и једне ћелије са слике 8.4б које су неопходне за нумерички модел, добијене су помоћу аналитичког модела, односно развијеног MATLAB програма за следеће вредности параметара модула малих димензија:

$W_{PV}=0.132$ m, $L_{PV}=0.396$ m, $v_w=0$ m/s, $\psi=57^\circ$, $\eta_{Tref}=0.163$, $T_{ref}=25$ °C, $\beta_{Tref}=0.0041$ 1/°C, $\alpha_S=0.97$, $\varepsilon_{UF}=0.85$, $\varepsilon_{DF}=0.91$, $T_a=15$ °C, $\delta=0^\circ$ и $Q'_{E,s,S}=800$ W/m².

Наведеним амбијентним условима, положају и конструкционим карактеристикама разматраног PV модула одговарају вредности коефицијента конвекције с горње и доње површине модула: $h_{UF}=4.590268$ W/(m²·K) и $h_{DF}=4.109194$ W/(m²·K), редом. За вредност запреминске снаге извора топлоте у слоју са соларним ћелијама израчунате према изразу (8.7), добија се расподела температуре по разматраном домену за случај PV модула и једне соларне ћелије (слика 8.8).



Слика 8.8 Расподела температуре по: (а) домену једне соларне ћелије и (б) домену PV модула који се састоји од идентичних соларних ћелија

Гранични услов топлотне изолације или хомогени гранични услов искоришћен је за моделирање четири бочне површине PV модула, што одговара претпоставци о адијабатским бочним површинама PV модула која је начињена при извођењу аналитичког модела. Растојање између две соларне ћелије у PV модулу износи углавном 0.007 m [129] и њега испуњава енкапсулант (EVA материјал). Међутим, код 3D модела PV модула и једне соларне ћелије, на местима где је примењен гранични услов топлотне изолације узето је да ово растојање износи 0.0035 m, тј. једна половина, зато што друга половина припада суседним ћелијама.

Разлике између температура добијених за једну соларну ћелију, тј. једну њену четвртину (слика 8.8а) и за модул малих димензија који се састоји од идентичних соларних ћелија (слика 8.8б) занемарљиве су и представљају

последницу несавршености МКЕ. То значи да се при анализи загревања помоћу МКЕ може посматрати само једна соларна ћелија, а добијени подаци се у погледу температуре могу генерализовати за све остале ћелије у низу, односно PV модул или панел. Ово омогућава корисницима да и на рачунарима просечних карактеристика могу да врше 3D симулације загревања PV модула и одређују његову температуру за дефинисане услове експлоатације. Томе у прилог иде и истраживање које су спровели *Peter* и остали [129]. Они су утврдили да разлика између температуре једне соларне ћелије и температуре PV модула састављеног од више таквих идентичних ћелија износи око 0.6°C . Ова разлика у температури изазвана је *Joule*-овим губицима у бакарним тракама за интерконекцију соларних ћелија. Као резултат поједностављења геометрије, односно анализе једне четвртине ћелије у односу на цео модул, програм знатно брже долази до решења, односно просторне расподеле температуре по запремини разматраног домена. За случај једне четвртине PV ћелије са слике 8.8а, COMSOL-у је требало 18 минута и 23 секунде да дође до решења, док је у случају модула са слике 8.8б ово време износило 3 часа, 39 минута и 5 секунди за исте параметре мреже коначних елемената (средњи „Normal“ квалитет мреже). Симулације су извршене на персоналном рачунару 1.9 AMD-A 8 GHz с 4.0 GB RAM-а.

9. РЕЗУЛТАТИ И ДИСКУСИЈА

9.1 Валидација предложеног аналитичког модела

Представљени аналитички модел, између осталог, омогућава израчунавање температуре PV модула, као и њој одговарајуће ефикасности за различите вредности метеоролошких услова и техничких података PV модула. Познато је да перформансе неког PV модула у великој мери зависе од његове температуре. Како би се температура PV модула одредила што прецизније, у модел су укључени сви параметри који утичу на процес његовог загревања и хлађења. Из тог разлога су и резултати, који се помоћу предложеног модела добијају, врло блиски експериментално одређеним вредностима за конкретне PV модуле и дате услове експлоатације. Температура израчуната помоћу предложеног модела боље се слаже с експериментално одређеним вредностима температуре конкретних PV модула, него што је то случај с другим најчешће коришћеним моделима.

Постоји велики број модела за процену температуре PV модула. У различитим прорачунима често се користи модел који је предложио *Ross*, а који се заснива на познавању NOCT (енг. *Nominal Operating Cell Temperature*). Ову температуру прописује произвођач PV модула, а односи се на следеће метеоролошке услове: директну соларну ирадијансу од 800 W/m^2 , температуру амбијентног ваздуха од 20°C и брзину ветра од 1 m/s [130]. Овај модел има облик [131]

$$T_{cell} = T_a + \frac{\text{NOCT} - 20}{800} \cdot G, \quad (9.1)$$

где је:

- T_{cell} – температура соларних ћелија PV модула у $^\circ\text{C}$,
- T_a – температура амбијентног ваздуха у $^\circ\text{C}$,
- G – директна соларна ирадијанса у W/m^2 и
- NOCT – номинална погонска температура соларних ћелија у $^\circ\text{C}$.

Очигледан је недостатак ове формуле, јер важи само за брзину ветра од 1 m/s . *Davis* и остали запазили су да NOCT метода може дати температуру PV

модула која је за чак 20°C виша од његове стварне температуре [132]. Други модел који се такође често користи је SNL (енг. *Sandia National Laboratories*) модел. Њега су предложили *King* и остали [133] и он укључује зависност температуре PV модула од брзине ветра. Температура PV модула инсталираног на земљи на одговарајућем носачу и за овде разматрану конструкцију PV модула (стакло, EVA, Si, EVA, PVF), има облик [133]

$$T_m = G \cdot e^{-3.56-0.075v_w} + T_a, \quad (9.2)$$

где је:

T_m – температура доње стране PV модула у °C и

v_w – брзина ветра у m/s.

Постоји још много модела за процену температуре PV модула у зависности од различитих параметара који се односе на конструкцију PV модула или амбијентне услове. Неки од најчешће коришћених приказани су у [92,121,134], где је извршено њихово међусобно поређење. Резултати показују да разлике у процењеној температури PV модула између појединих модела иду и до 20°C у зависности од брзине ветра [121,134]. Слична одступања постоје и када се посматра промена температуре PV модула с променом соларне ирадијансе или температуре амбијента [121]. Одступање процењене вредности температуре PV модула од њене стварне вредности подразумева и грешку израчунате вредности одговарајућег степена искоришћења, имајући у виду стандардну корелацију за прорачун степена искоришћења, тј. корелацију (6.1).

Ово се најбоље може илустровати на следећем примеру. Нека је: $T_{ref}=25$ °C, $\eta_{Tref}=0.15$, $\beta_{ref}=0.0041$ и нека се температуре истог PV модула међусобно разликују за 20°C (нпр. $T_{PV1}=60$ °C, $T_{PV2}=40$ °C), колико може да износи грешка између појединих модела према [121,134]. У овом случају, разлика у степену искоришћења процењеном за две различите температуре PV модула помоћу израза (6.1) износи 8.2% у односу на η_{Tref} . Оволика грешка не може да се занемари чак и у случају грубе процене перформанси PV модула. Наведене вредности својствене су за силицијумске PV модуле који су у најширој употреби.

У даљем тексту предложени модел примењен је за одређивање коефицијената размене топлоте природном/принудном конвекцијом за два различита PV модула. Оба PV модула имају ширину W_{PV} и дужину L_{PV} . PV модули су постављени на површину земље под различитим угловима инклинације у односу на вертикалу ψ . Сваки PV модул има степен искоришћења η_{el} , коефицијент апсорпције Сунчевог зрачења за горњу површину α_S , коефицијент емисије топлотног зрачења за горњу површину ε_{UF} и коефицијент емисије топлотног зрачења за доњу површину ε_{DF} . PV модули се налазе у окружењима с различитим температурама амбијента T_a и притиском од 1 atm. Они су изложени дејству директне соларне ирадијансе $Q'_{E,s,S}$ и брзине ветра v_w . Размена топлоте између првог PV модула и његовог окружења врши се природном конвекцијом и зрачењем. У случају другог PV модула, размена топлоте врши се мешовитом (природном и принудном) конвекцијом и зрачењем. За PV модуле се такође сматра да су чврсти, изотропни и хомогени материјали. За различите углове инклинације израчунати су коефицијенти размене топлоте конвекцијом и зрачењем ($h_{c,UF}$, $h'_{c,UF}$, $h_{r,UF}$, $h_{c,DF}$, $h'_{c,DF}$, $h_{r,DF}$).

Случај 1: $W_{PV}=0.5442$ m, $L_{PV}=0.43$ m, $\eta_{ref}=0.14$, $T_{ref}=25$ °C, $\beta_{ref}=0.0041$ 1/K, $\alpha_S=0.97$, $\varepsilon_{UF}=0.85$, $\varepsilon_{DF}=0.91$, $T_a=22$ °C, $\psi=53^\circ$, $Q'_{E,s,S}=920$ W/m² и $v_w=0$ m/s [135].

Случај 2: $W_{PV}=0.468$ m, $L_{PV}=0.624$ m, $\eta_{ref}=0.113$, $\alpha_S=0.97$, $\varepsilon_{UF}=0.85$, $\varepsilon_{DF}=0.91$, $T_a=36$ °C, $\psi=42^\circ$, $Q'_{E,s,S}=667.12$ W/m² и $v_w=2.3$ m/s [11,13].

У табелама 9.1 и 9.2 дат је сумарни приказ аналитичких резултата добијених за ова два примера. Табела 9.1 односи се на први PV модул, док се табела 9.2 односи на други. За сваки угао инклинације ψ био је потребан скуп од 12 до 14 итерација. Коефицијенти размене топлоте израчунати су помоћу MATLAB програма из прилога А.

Табела 9.1 Коефицијенти размене топлоте за површине првог PV модула при различитим угловима инклинације

ψ у °	δ у °	T_{PV} у °C	$h_{c,UF}$ и $h'_{c,UF}$ у W/(m ² ·K)	$h_{r,UF}$ у W/(m ² ·K)	$h_{c,DF}$ и $h'_{c,DF}$ у W/(m ² ·K)	$h_{r,DF}$ у W/(m ² ·K)
0	-53	42.594	3.972 и 0	5.111	3.972 и 0	5.888
10	-43	47.091	4.157 и 0	5.233	4.156 и 0	6.022
20	-33	50.746	4.272 и 0	5.333	4.265 и 0	6.133
30	-23	52.410	5.181 и 0	5.379	4.276 и 0	6.184
40	-13	54.035	5.361 и 0	5.425	4.259 и 0	6.234
50	-3	55.985	4.631 и 0	5.479	4.221 и 0	6.295
53	0	56.022	4.671 и 0	5.481	4.188 и 0	6.296
60	7	55.811	4.741 и 0	5.475	4.086 и 0	6.289
70	17	54.796	4.779 и 0	5.446	3.874 и 0	6.258
80	27	52.991	4.744 и 0	5.395	3.541 и 0	6.202
90	37	51.826	4.705 и 0	5.362	1.996 и 0	5.363

Табела 9.2 Коефицијенти размене топлоте за површине другог PV модула при различитим угловима инклинације

ψ у °	δ у °	T_{PV} у °C	$h_{c,UF}$ и $h'_{c,UF}$ у W/(m ² ·K)	$h_{r,UF}$ у W/(m ² ·K)	$h_{c,DF}$ и $h'_{c,DF}$ у W/(m ² ·K)	$h_{r,DF}$ у W/(m ² ·K)
0	-42	48.510	3.168 и 9.869	5.798	3.168 и 7.941	6.479
10	-32	50.451	3.276 и 9.876	5.854	3.275 и 7.941	6.540
20	-22	51.868	3.334 и 9.964	5.895	3.329 и 7.941	6.584
30	-12	52.655	4.177 и 10.144	5.918	3.331 и 7.941	6.609
40	-2	52.890	4.273 и 10.437	5.925	3.288 и 7.942	6.617
42	0	52.864	4.284 и 10.512	5.924	3.274 и 7.941	6.616
50	8	52.559	3.603 и 10.880	5.915	3.199 и 7.942	6.606
60	18	51.024	3.584 и 12.736	5.871	3.027 и 7.942	6.558
70	28	49.557	3.528 и 13.543	5.828	2.820 и 7.942	6.512
80	38	47.858	3.414 и 14.050	5.779	2.528 и 7.942	6.458
90	48	45.809	1.675 и 14.256	5.721	1.373 и 7.942	6.395

Из табела 9.1 и 9.2 произлази да се због природне конвекције на површинама PV модула, губици енергије крећу између следећих вредности: (i) 19.762–28.627% за горњу површину првог PV модула; (ii) 10.426–21.792% за доњу површину првог PV модула; (iii) 5.099–15.592% за горњу површину другог PV модула; и (iv) 4.141–11.827% за доњу површину другог PV модула. Дати губици енергије изражени су као проценат укупног губитка енергије. Коефицијенти размене топлоте $h_{c,UF}$ и $h_{c,DF}$ имају трендове вредности сличне онима добијеним у [19] за нагнуте равне плоче. Уз то, резултати добијени за $\psi=53^\circ$ и $\psi=42^\circ$ одговарају редом експерименталним резултатима из [11] и [135].

У циљу валидације предложеног модела, температуре четири конкретна PV модула мерене експериментално, упоређене су с температурама ових PV модула добијених помоћу предложеног модела, као и помоћу два најчешће

коришћена модела – NOCT и SNL модела. Прво су упоређене температуре поликристалног и монокристалног PV модула које су експериментално одредили *Nižetić* и остали [136]. Карактеристике PV модула за које су снимљене вредности температуре дате су у табели 9.3.

Табела 9.3 Технички подаци PV модула за које су извршена мерења температуре у [136].

Технички подаци за PV модуле	PV модул	
	Монокристални	Поликристални
Тип	SL-50AA36	SL-50P
Модел	SL-50AA36	SL-50P
Ширина W_{PV} у m	0.65	0.65
Дужина L_{PV} у m	0.55	0.6
Максимална снага при STC* условима, P_{max} у W	50	50
Коефицијент апсорпције Сунчевог зрачења за горњу површину PV модула α_S	0.97	0.97
Коефицијент емисије топлотног зрачења за горњу површину PV модула ϵ_{UF}	0.85	0.85
Коефицијент емисије топлотног зрачења за доњу површину PV модула ϵ_{DF}	0.91	0.91
Степен искоришћења при STC условима η_{ref} (ово је однос електричне снаге PV модула на његовим прикључним крајевима при STC условима експлоатације и директној соларној ирадијанси од 1000 W/m ² помноженој с површином PV модула)	0.1444	0.13217
Референтна температура T_{ref} у °C	25	25
Температурни коефицијент β_{ref} у 1/K	0.0041	0.0041
NOCT у °C	48	48

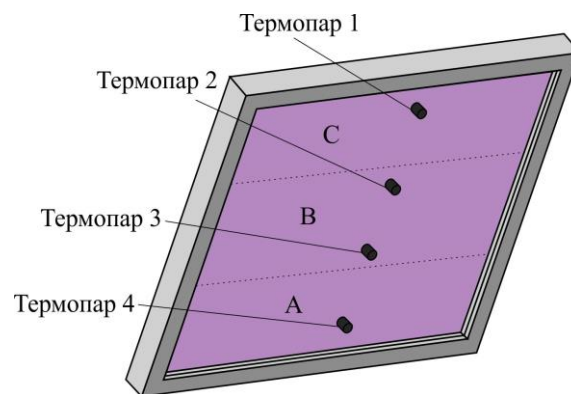
* STC (енг. *Standard Test Condition*): $T_{PV}=25$ °C, $G=1000$ W/m²

Вредност температуре поликристалног PV модула чији су подаци дати у табели 9.3, израчуната је помоћу аналитичког, NOCT и SNL модела за амбијентне услове идентичне онима за које је температура ових модула измерена у [136], односно:

- директна соларна ирадијанса $G=906$ W/m²,
- брзина ветра $v_w=1$ m/s,
- температура ваздуха $T_a=21$ °C,
- угао инклинације PV модула према вертикали $\psi=70^\circ$,
- угао под којим Сунчеви зраци падају на хоризонталну површину Земље $\varphi=70^\circ$,
- угао између правца вектора брзине ветра и равни PV модула $\alpha=20^\circ$,

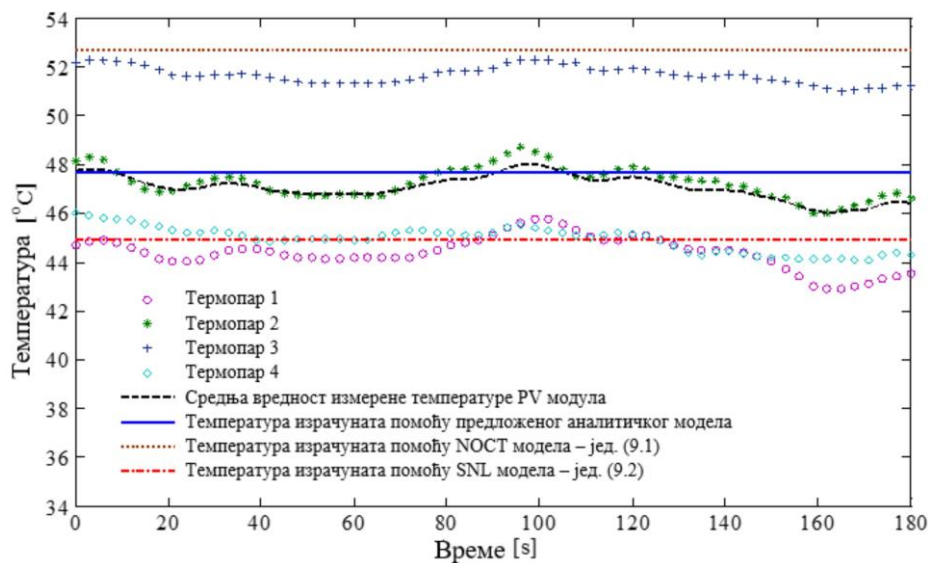
- угао између пројекција правца вектора брзине ветра и осе симетрије по дужи страници PV модула $\beta=0^\circ$,
- ветар струји с предње стране PV модула.

На слици 9.2 маркерима су приказане измерене вредности температуре поликристалног PV модула мерене у периоду од 180 s. Криве дају различите вредности температура за исти PV модул зато што су мерене термопаровима инсталираним у различитим тачкама на PV модулу. Позиције термопарова помоћу којих је мерена температура соларних ћелија приказане су на слици 9.1.



Слика 9.1 Позиције термопарова на доњој страни PV модула

Треба напоменути да је температура соларних ћелија мерена тако што су термопарови постављени директно на соларне ћелије засецањем слоја EVA и PVF с доње стране и уметањем термопарова. Осим ове, мерене су и температуре стакла, алуминијумског оквира и доње стране PV модула, али оне нису овде приказане. Као што се са слике може видети, током периода мерења, долазило је до флукуација у температурама. То се дешавало зато што се у посматраном периоду није могло обезбедити да величине као што су директна соларна ирадијанса и брзина ветра буду константне, што се одразило на измерене вредности температура. Како предложени модел даје средњу вредност температуре PV модула, на слици 9.2 приказана је и усредњена вредност температура очитаних помоћу сва четири термопара.



Слика 9.2 Упоредни приказ измерених температура и температура добијених помоћу предложеног, NOCT и SNL модела за поликристални PV модул типа SL-50P

Код монокристалног PV модула извршена су мерења температуре за више различитих вредности брзине ветра, директне соларне ирадијансе и угла α . За ове амбијентне услове извршене су и симулације загревања помоћу CFD софтвера ANSYS FLUENT. Упоредни приказ измерених температура и температура добијених помоћу CFD софтвера, предложеног, NOCT и SNL модела за монокристални PV модул дат је у табели 9.4.

Табела 9.4 Упоредни приказ измерених температура и температура добијених помоћу CFD софтвера [136], предложеног аналитичког модела, NOCT-а и SNL-а за монокристални PV модул

Услови	Резултати	Температура у тачкама мерења* [°C]				Средња вредност [°C]
		T ₁	T ₂	T ₃	T ₄	
Случај 1: $v_w=1.5$ m/s; $\alpha=45^\circ$; $G=837$ W/m ² ; $T_a=28.3$ °C, NOCT=48°C	Измерено	47.84	49.84	51.84	56.84	51.59
	CFD	46.84	46.84	47.84	46.84	47.09
	Предложени модел	50.92				50.92
	NOCT	57.59				57.59
	SNL	49.57				49.57
Случај 2: $v_w=2.7$ m/s; $\alpha=0^\circ$; $G=837$ W/m ² ; $T_a=28.3$ °C, NOCT=48°C	Измерено	40.84	43.84	44.84	48.84	44.59
	CFD	41.84	42.84	44.84	42.84	43.09
	Предложени модел	45.67				45.67
	NOCT	57.59				57.59
	SNL	47.74				47.74

Табела 9.4 – наставак

Услови	Резултати	Температура у тачкама мерења*				Средња вредност [°C]
		T ₁	T ₂	T ₃	T ₄	
Случај 3: $v_w=1$ m/s; $\alpha=0^\circ$; $G=863$ W/m ² ; $T_a=28.3$ °C, NOCT=48°C	Измерено	54.84	55.84	56.84	59.84	56.84
	CFD	50.84	52.84	53.84	50.84	52.09
	Предложени модел					52.42
	NOCT					57.59
	SNL					51.07

* Четири температуре које одговарају тачкама са слике 9.1 где су постављени термопарови T₁-T₄

Са слике 9.2 и из табеле 9.4, види се да NOCT модел прецењује, а да SNL модел даје ниже вредности температуре PV модула. У поређењу с NOCT или SNL моделом, резултати добијени помоћу предложеног модела слажу се боље с експериментално одређеним вредностима температуре PV модула.

Како би се експериментално добијена температура PV модула упоредила с температуром добијеном помоћу аналитичког модела за више различитих вредности температуре амбијента, брзине ветра и директне соларне ирадијансе, коришћени су експериментални подаци које су добили *Kouadri* и остали [137]. Они су мерили температуре PV модула оријентисаног према југу и постављеног под углом од 37° у односу на хоризонталу, што је оптимални угао инклинације PV модула за град Алжир. Карактеристике PV модула за које су добијене измерене температуре дате су у табели 9.5.

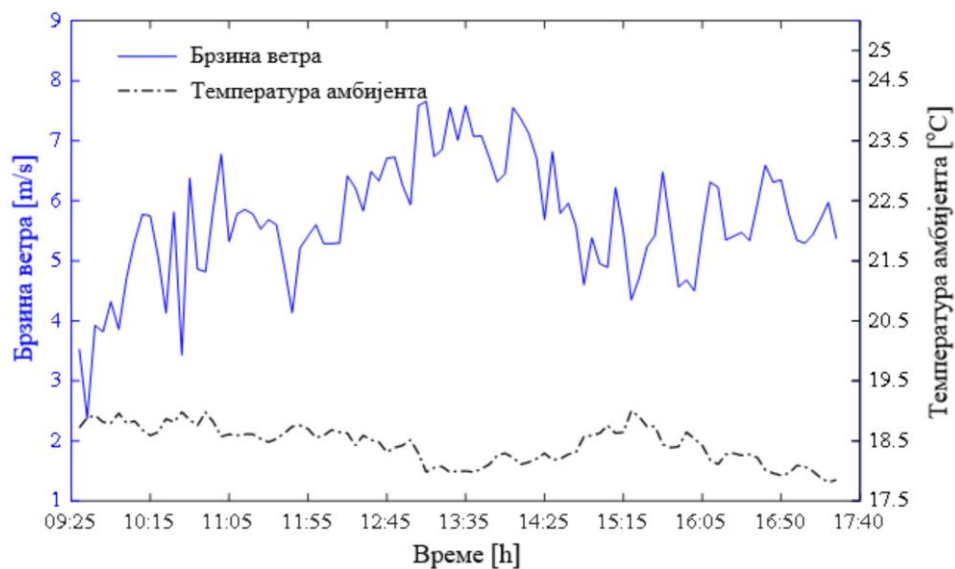
Табела 9.5 Технички подаци PV модула за који су извршена мерења температуре у [137]

Технички подаци за PV модул	PV модул
Тип	Монокристални
Висина (дужина) L_{PV} у m	1.1938
Ширина W_{PV} у m	0.55
Максимална снага при STC условима, P_{max} у W	90.6
Коефицијент апсорпције соларног зрачења за горњу површину PV модула α_s	0.97
Коефицијент емисије топлотног зрачења за горњу површину PV модула ε_{UF}	0.85
Коефицијент емисије топлотног зрачења за доњу површину PV модула ε_{DF}	0.91
Степен ефикасности при STC условима η_{ref}	0.1422
Референтна температура T_{ref} у °C	25
Температурни коефицијент β_{ref} у 1/K	0.0041
NOCT у °C	48

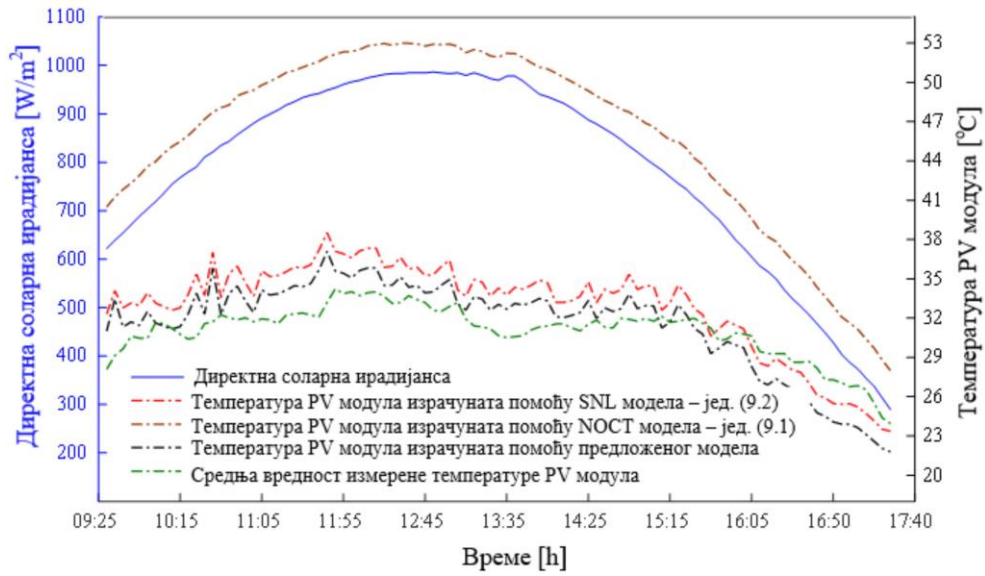
За мерење температуре PV модула коришћена су три термопара постављена на његовој доњој површини (на PVF фолији). Резултати мерења температуре PV модула које су добили *Kouadri* и остали [137] узети су с намером да се упореде с температуром добијеном помоћу аналитичког модела из разлога што су мерења извршена у реалном времену (енг. *real-time*), односно за тренутне вредности температуре амбијента, директне соларне ирадијансе и брзине ветра, а не за усредњене вредности ових параметара у неком периоду. Уз то, димензије PV модула коришћеног у експериментима веће су од димензија PV модула које су користили *Nižetić* и остали [136], а за које су извршена упоређења температура на слици 9.2 и у табели 9.4.

Температуре PV модула добијене мерењем представљају средњу вредност температура измерених помоћу три термопара постављена на његовој доњој површини.

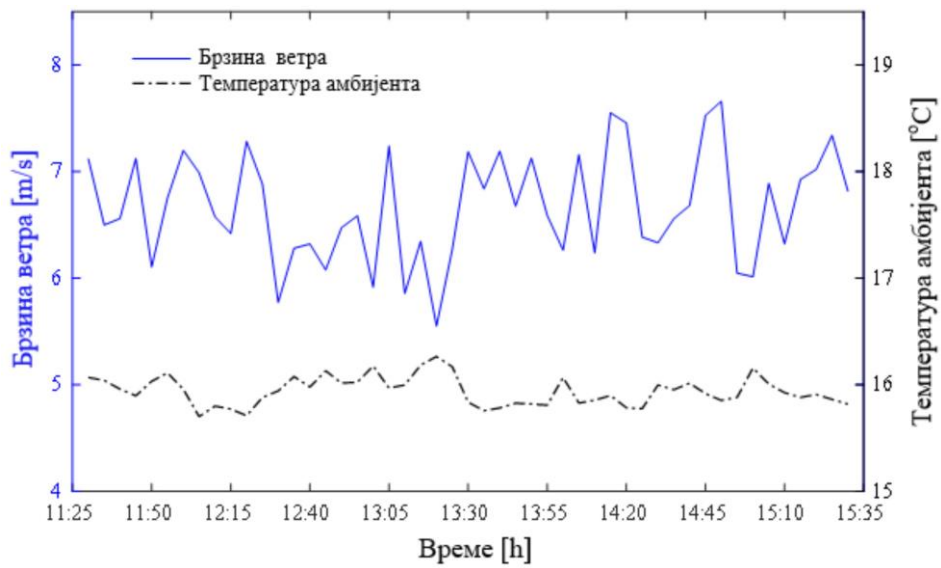
Упоредни прикази експериментално одређених температура PV модула за амбијентне услове са слика 9.3 и 9.5 из [137] с температурама израчунатим помоћу предложеног, SNL и NOCT модела, дати су редом на сликама 9.4 и 9.6.



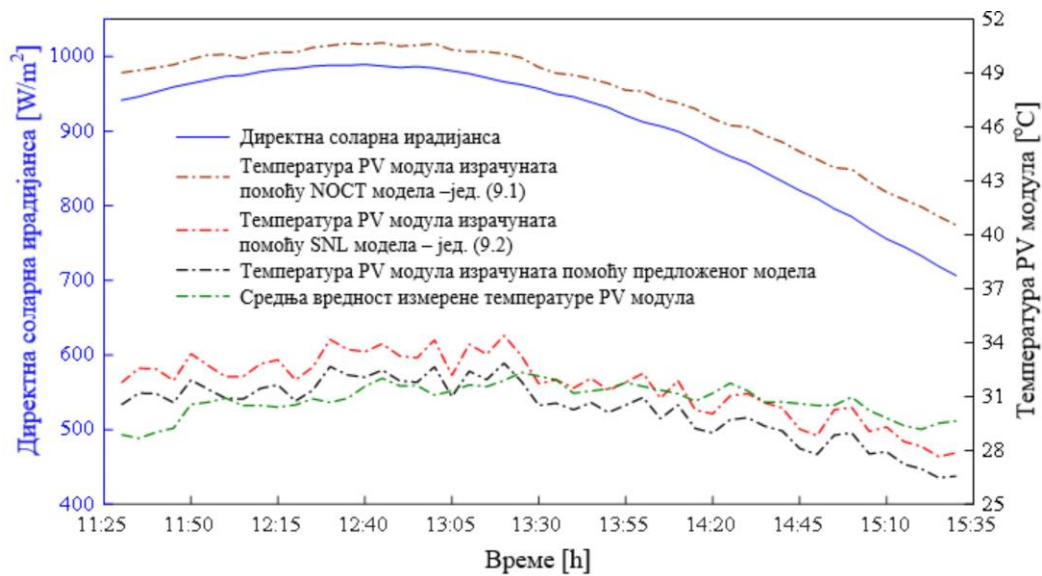
Слика 9.3 Измерене вредности брзине ветра и температуре амбијента за 22.05.2014. године у граду Алжиру [137]



Слика 9.4 Упоредни приказ измерених температура и температура добијених помоћу предложеног, NOCT и SNL модела за амбијентне услове са слике 9.3



Слика 9.5 Измерене вредности брзине ветра и температуре амбијента за 14.05.2014. године у граду Алжиру [137]



Слика 9.6 Упоредни приказ температура добијених мерењем и помоћу предложеног, NOCT и SNL модела за амбијентне услове са слике 9.5

Као што се види са слика 9.4 и 9.6, температуре PV модула израчунате помоћу предложеног модела слажу се веома добро с измереним вредностима температура PV модула за дате амбијентне услове. Како би се предложени модел проверио за што већи опсег брзина ветра и температура амбијента, посматрана је промена температуре PV модула за два дана с различитим вредностима температуре амбијента и брзине ветра. На сликама 9.3 и 9.4 приказани су амбијентни услови за град Алжир од 22.05.2014. године и њима одговарајуће температуре PV модула, док су на сликама 9.5 и 9.6 приказани амбијентни услови за исти град од 14.05.2014. године и њима одговарајуће температуре PV модула.

На основу слика 9.4 и 9.6, може се констатовати да промена температуре PV модула израчуната помоћу предложеног модела у потпуности прати промену температуре PV модула израчунату помоћу SNL модела за одговарајуће амбијентне услове, с тим да су разлике између ове две криве мање од 2 °C. Опште узевши, температура PV модула која се добија помоћу овде предложеног модела слаже се боље с измереном вредношћу температуре PV модула него што је то случај с температуром израчунатом помоћу SNL модела. NOCT модел значајно прецењује измерене вредности температуре, што је и очекивано с обзиром да важи за брзину ветра од 1 m/s, а са слика 9.3 и 9.5 види се да је стварна вредност брзине ветра знатно већа за читав период мерења. За већи део посматраног

периода, предложени модел даје нешто више вредности температуре (за око 2 °C) од измерених.

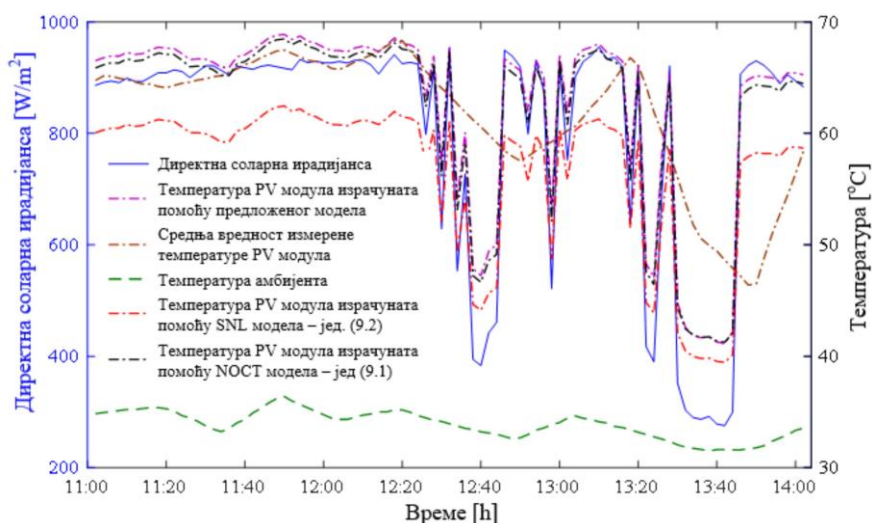
Ако се има на уму да се измерена вредност температуре односи на доњу површину PV модула (PVF фолију), а да је температура соларних ћелија, тј. силицијума виша за око 1 до 2 °C [87,138,139], онда се може закључити да се измерена и температура добијена помоћу предложеног модела веома добро слажу. Наравно, измерена температура нема тако нагле промене с променом амбијентних услова у поређењу с температуром израчунатом помоћу предложеног и SNL модела. До овога долази због инерције процеса промене температуре PV модула, који је последица коначне вредности специфичне топлоте материјала, а која је у предложеном моделу као и SNL моделу занемарена, јер се разматра стационарно стање. Оба модела дају нижу температуру PV модула у односу на измерену вредност за временски период од 16 до 17:40 h (слика 9.4) и 13:30 до 15:35 h (слика 9.6). Ово се дешава зато што је PV модул пре тога био изложен много већој вредности соларне ирадијансе, па акумулирану топлоту није могао тренутно да ослободи при смањењу соларне ирадијансе. Како у [137], одакле су преузети резултати мерења, нема података о углу правца вектора брзине ветра у односу на раван PV модула, сви прорачуни температуре помоћу предложеног модела извршени су за угао $\alpha=0^\circ$. Касније ће се показати да је утицај угла струјања ветра на температуру PV модула мали.

Поређење температура PV модула добијених помоћу предложеног модела с одговарајућим вредностима температура добијеним експериментално, до сада је вршено за брзине ветра веће од 0 m/s. Како би се валидација предложеног модела спровела и за случај експлоатације PV модула у условима размене топлоте природном конвекцијом (брзина ветра једнака нули или врло блиска нули) и зрачења без ветра, искоришћени су резултати мерења температуре PV модула које су извели *Palacio Vega* и остали [140]. Они су мерили температуру PV модула у шест различитих тачака. PV модул је у свим ситуацијама био у хоризонталном положају. Мерења су извршена у кампусу *Pontificia Universidad Javeriana* Универзитета у Колумбији за шест одабраних дана. Тенхичке карактеристике PV модула на којем су вршена мерења приказане су у табели 9.6.

Табела 9.6 Технички подаци PV модула за који су извршена мерења температуре у [140]

Технички подаци за PV модул	PV модул
Тип	Монокристални
Модел	YB125M72-200
Дужина L_{PV} у m	1.58
Ширина W_{PV} у m	0.808
Максимална снага при STC условима, P_{max} у W	200
Коефицијент апсорпције Сунчевог зрачења за горњу површину PV модула α_s	0.97
Коефицијент емисије тоplotног зрачења за горњу површину PV модула ϵ_{UF}	0.85
Коефицијент емисије тоplotног зрачења за доњу површину PV модула ϵ_{DF}	0.91
Степен искоришћења при STC условима η_{ref}	0.1778
Референтна температура T_{ref} у °C	25
Температурни коефицијент β_{ref} у 1/K	0.0047
NOCT у °C	48

Уз температуру PV модула, *Palacio Vega* и остали [140] упоредо су мерили вредности соларне ирадијансе и температуре амбијента. Сва мерења, осим соларне ирадијансе, вршена су на сваких 15 минута. Упоредни приказ измерене и температуре PV модула израчунате помоћу предложеног модела, заједно с одговарајућим амбијентним условима, дат је на слици 9.7. Поређење је извршено за дан 15.04.2016. године зато што су у том дану флукуације соларне ирадијансе биле мале у дужем временском интервалу (од 11:00 h до 12:15 h). То значи да није било великих промена температуре PV модула, односно PV модул је радио у приближно стационарном режиму, за који иначе важи предложени модел. На слици 9.7 дате су и температуре израчунате помоћу NOCT и SNL модела.



Слика 9.7 Упоредни приказ измерених температура и температура добијених помоћу предложеног, NOCT и SNL модела

Са слике 9.7 види се да се у интервалу од 11:00 h до 12:20 h израчуната и измерена температура слажу с одступањем од око 2 °C у просеку. Израчуната температура виша је од измерене. Ако се узме у обзир чињеница да израчуната температура одговара температури соларних ћелија, а измерена температури доње површине PV модула (PVF фолији) која је нижа за око 1 до 2 °C [87,138,139], закључује се да се измерена и температура израчуната помоћу предложеног модела добро слажу за овај период. Температура израчуната помоћу NOCT модела за овај период за непун степен је нижа од температуре добијене помоћу аналитичког модела, док SNL модел даје ниже вредности од измерене температуре PV модула за око 5 °C. За временски период од 12:20 h до 14:00 h, флукуације соларне ирадијансе су велике. Промене соларне ирадијансе прати температура израчуната помоћу предложеног модела, као и помоћу SNL и NOCT модела, али не и измерена температура. Наравно, то је због описане инерције процеса загревања и хлађења PV модула, односно утицаја специфичне топлоте који је у предложеном, SNL и NOCT моделу занемарен. Осим тога, температуре PV модула мерене су на сваких 15 минута, што је велики интервал, имајући у виду да се промене соларне ирадијансе дешавају за много краће време. Из тог разлога није реално поредити израчунате и измерене температуре у периоду од 12:20 до 14:00 h. Међутим, ако би се занемариле нагле промене соларне ирадијансе, може се закључити да промена измерене температуре прати промену израчунате температуре с извесним закашњењем због поменуте инерције процеса загревања и хлађења.

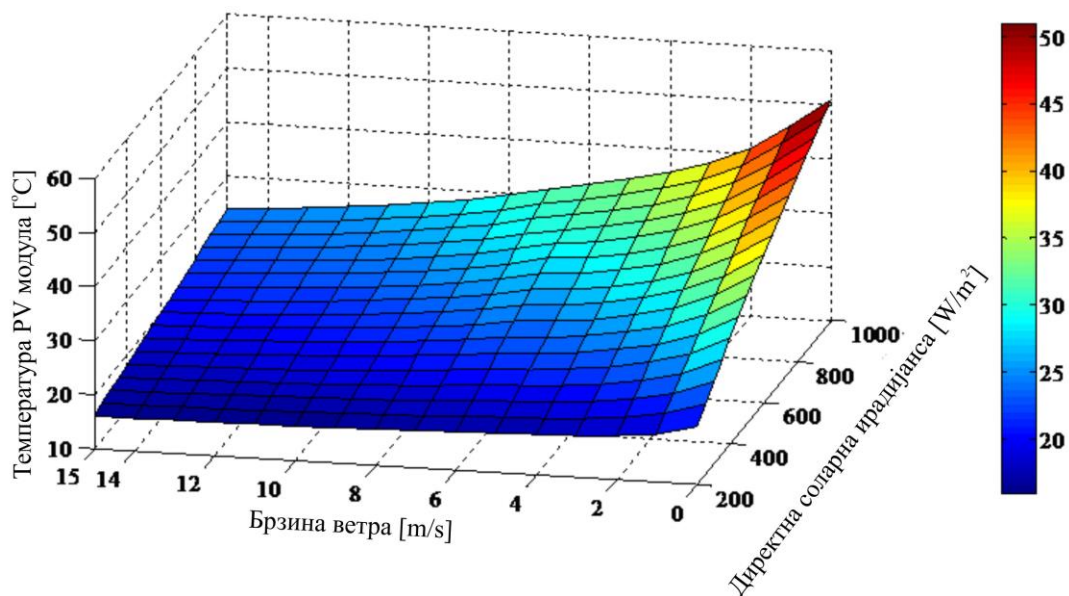
Слике 9.2, 9.4, 9.6 и 9.7 и табела 9.4 потврђују тачност предложеног модела и корелација за природну и принудну конвекцију. На њима је показано добро слагање измерених и температура PV модула добијених помоћу предложеног модела за конкретне PV модуле и конкретне услове експлоатације. У даљем тексту ће се размотрити утицај различитих параметара (као што су соларна ирадијанса, брзина ветра и угао α), на перформансе PV модула, пре свега на његову температуру и енергетску ефикасност. PV модул за који ће се спровести анализа је типичан PV модул од монокристалног силицијума, чији су подаци дати у табели 9.6.

9.2 Анализа утицаја различитих параметара на температуру PV модула и његову ефикасност применом предложеног модела

С порастом температуре, смањује се ефикасност PV модула. Према томе, у циљу прецизног моделирања режима рада PV модула неопходно је узети у обзир све релевантне параметре који утичу на његову температуру. Предложени модел управо има за циљ да укључи што више параметара који утичу на процесе загревања и хлађења PV модула, чиме је, како је показано, постигнута изразита тачност модела. Познавањем тачне вредности температуре PV модула, даље се могу прецизно одређивати потребне величине као што су степен искоришћења, електрична снага PV модула итд. У суштини, постоји велики број модела који служе за процену температуре PV модула, међутим, сви они дају различите резултате за исте услове експлоатације [121,134]. Ове разлике настају због занемаривања утицаја појединих параметара, климатских услова, конфигурације PV модула и различитих приступа у решавању проблема. Углавном су сви модели који се могу наћи у литератури једноставнији од овде предложеног. Врло често такви модели важе само за једну брзину ветра (NOCT модел), или узимају једну вредност за коефицијенте апсорпције и емисије топлотног зрачења с површина PV модула (*Feiman*-ов модел, SNL модел) без обзира на тип PV модула [141]. Преглед више различитих модела за процену температуре PV модула дат је у [134], где је извршено и њихово међусобно упоређење у погледу температуре која се помоћу њих добија и измерених вредности температура за конкретан PV модул и конкретне амбијентне услове.

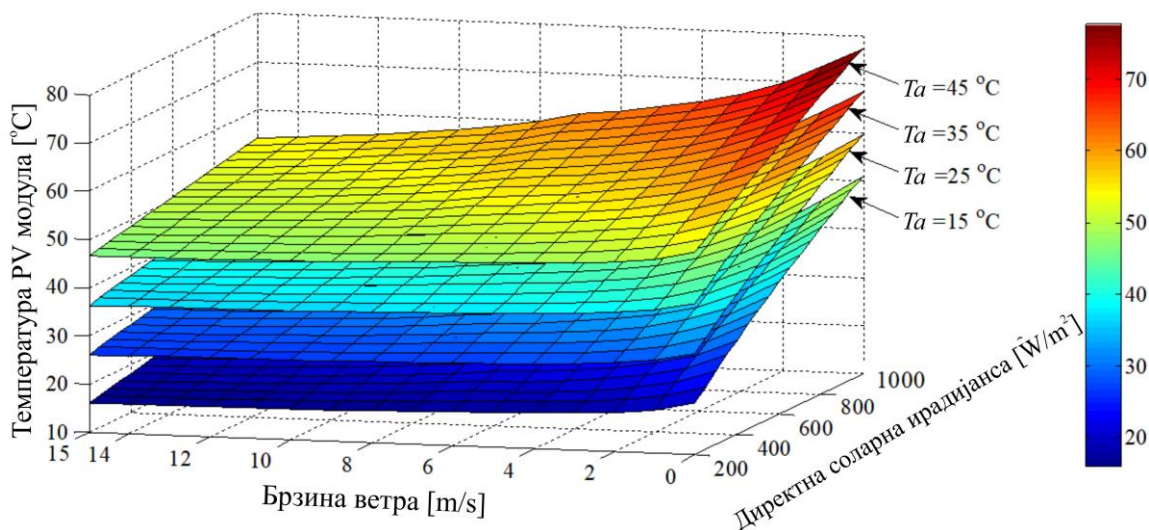
Уз температуру амбијента, брзина ветра и соларна ирадијанса имају највећи утицај на температуру PV модула зато што ови параметри у највећој мери утичу на процес загревања и хлађења истог. Како се брзине ветра углавном крећу у опсегу од 0 до 15 m/s, а директна соларна ирадијанса у опсегу од 200 до 1000 W/m² у нормалним условима експлоатације, за овај опсег поменутих параметара разматрана је промена температуре PV модула и то за више различитих вредности температуре амбијента. Сматра се да је PV модул постављен под углом од 33° у односу на хоризонталу, што је оптимални угао нагиба за подручје Београда током читаве године (у реалним условима облачности узимајући у обзир и дифузно зрачење) [142]. Осим тога, сматра се да је угао између правца вектора брзине

ветра и равни PV модула једнак нули и да је горња површина PV модула директно изложена дејству ветра.



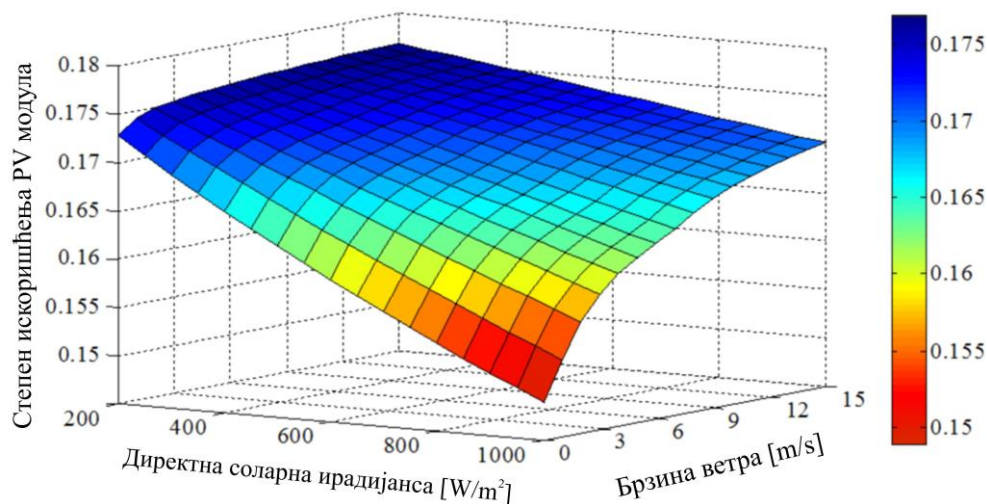
Слика 9.8 Зависност температуре PV модула од брзине ветра и директне соларне ирадијансе за $T_a=15\text{ }^\circ\text{C}$

Са слике 9.8 види се да смањење температуре PV модула с повећањем брзине ветра опада експоненцијално с већим падом за више вредности директне соларне ирадијансе. Највеће смањење температуре с повећањем брзине ветра постиже се до вредности од 3 m/s, након чега долази до „засићења“ ове зависности, па је смањење температуре PV модула с повећањем брзине ветра све мање. Са слике 9.9, јасно је да температура PV модула расте с порастом температуре амбијента. Површине које представљају зависност температуре PV модула од директне соларне ирадијансе и брзине ветра за више различитих вредности температуре амбијента померене су међусобно управо за вредност пораста температуре амбијента.



Слика 9.9 Зависност температуре PV модула од брзине ветра и директне соларне ирадијансе за четири различите вредности температуре амбијента

Како је ефикасност PV модула директно сразмерна његовој температури, преко коефицијента β_{ref} (израз (6.1)), утицаји брзине ветра, соларне ирадијансе и температуре амбијента на ефикасност PV модула слични су утицајима поменутих величина на температуру PV модула. На слици 9.10 приказана је ова зависност и то само за температуру амбијента $T_a=25\text{ °C}$. За друге вредности температуре амбијента, поменута зависност има исти облик.



Слика 9.10 Зависност степена искоришћења PV модула од брзине ветра и директне соларне ирадијансе за $T_a=25\text{ °C}$

Са слике 9.10 види се да је степен искоришћења (ефикасност) PV модула линеарна функција директне соларне ирадијансе, а експоненцијална функција

брзине ветра. Степен искоришћења PV модула достиже вредност од око 0.16 при брзини ветра од 3 m/s и директној соларној ирадијанси од око 800 W/m². За вредност брзине ветра од чак 15 m/s и при истој вредности директне соларне ирадијансе, ефикасност се повећа на свега 0.17. Утицај брзине ветра већи је што је соларна ирадијанса већа. У пракси, то значи да је при избору локације за експлоатацију PV модула пожељно да брзина ветра, поред соларне ирадијансе, буде што већа. Један од начина да се за одређену локацију постигне већа брзина ветра јесте да се PV модули постављају на већој висини. Познато је да брзина ветра у некој тачки расте с повећањем растојања те тачке од тла. Нека средња брзина ветра на 1 m од земље износи 1 m/s (што је уобичајена брзина у летњем периоду при већим вредностима соларне ирадијансе) и нека је температура амбијента 30 °C. За ове вредности, разматрани PV модул постављен под углом од 33° у односу на хоризонталу чије су карактеристике дате у табели 9.6, при директној соларној ирадијанси од 800 W/m² даваће снагу од 152.43 W. Ако се PV модул постави на висину од 5 m изнад површине земље, брзина ветра ће износити [87]:

$$v_w = v_{w,ref} \cdot \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^{\frac{0.37-0.0881 \cdot \ln(v_{w,ref})}{1-0.0881 \cdot \ln(z_{ref}/10)}} = 1 \cdot \left(\frac{5}{1} \right)^{\frac{0.37-0.0881 \cdot \ln(1)}{1-0.0881 \cdot \ln(1/10)}} = 1.64 \text{ m/s}, \quad (9.3)$$

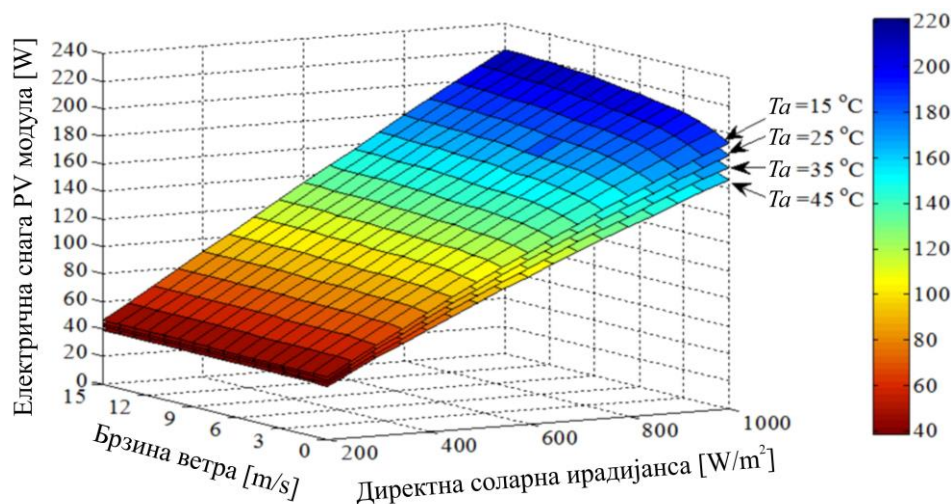
што значи да ће PV модул при овој брзини ветра и у истим условима на висини од 5 m давати 154.45 W. У претходном изразу ознаке имају следеће значење:

- $v_{w,ref}$ – референтна брзина ветра на висини z_{ref} у m/s и
- z – висина тачке у којој се рачуна брзина ветра у m.

На површини од 100 m² покривеној PV модулима, то значи повећање снаге за 158.23 W. Узимајући у обзир просечну вредност директне соларне ирадијансе и просечно време с том вредношћу ирадијансе, може се израчунати колико енергије може произвести одређени PV модул постављен на већој висини у односу на исти PV модул на мањој висини за различите константне брзине ветра. Помоћу предложеног модела може се спровести један такав поступак. На крају, може се упоредити добит због веће производње PV модула у случају да се они инсталирају

на већој висини и уложена средства због повећања висине носеће конструкције PV модула.

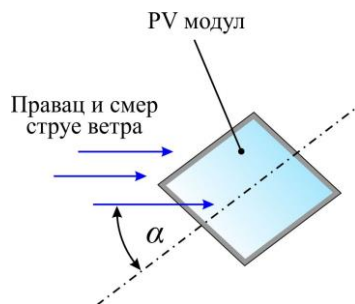
Занимљиво је размотрити како се мења снага разматраног монокристалног PV модула с променом брзине ветра и соларне ирадијансе за различите вредности температуре амбијента. На слици 9.11 приказана је ова зависност.



Слика 9.11 Зависност електричне снаге PV модула од брзине ветра и директне соларне ирадијансе за четири различите вредности температуре амбијента

За директну соларну ирадијансу од око 200 W/m^2 , електрична снага коју генерише PV модул скоро је иста за све вредности температуре амбијента. Како се соларна ирадијанса повећава, разлика у снази произведене електричне енергије за различите вредности температуре амбијента постаје већа. Овде се уочава неминовност негативног утицаја температуре PV модула и температуре амбијента на његову ефикасност. Наиме, основни задатак PV модула је конверзија енергије Сунчевог зрачења у електричну. Како би се произвело што више електричне енергије, потребно је да PV модул буде изложен што већој вредности соларне ирадијансе. С друге стране, велика вредност соларне ирадијансе подразумева и сразмерно велику вредност температуре амбијента и температуре самог PV модула. Обе температуре негативно утичу на степен искоришћења PV модула, а самим тим и на вредност електричне енергије коју PV модул производи. Често се у циљу бољег искоришћења PV модула и побољшања услова хлађења истог, комбинују PV модули са системима за производњу топле воде, чиме се добијају тзв. PV/T системи.

Интересантно је размотрити утицај угла између правца вектора брзине ветра и равни PV модула (угао α) на температуру PV модула и његову ефикасност. Овај угао је, ради бољег разумевања његовог утицаја на перформансе PV модула, дефинисан на слици 9.12.

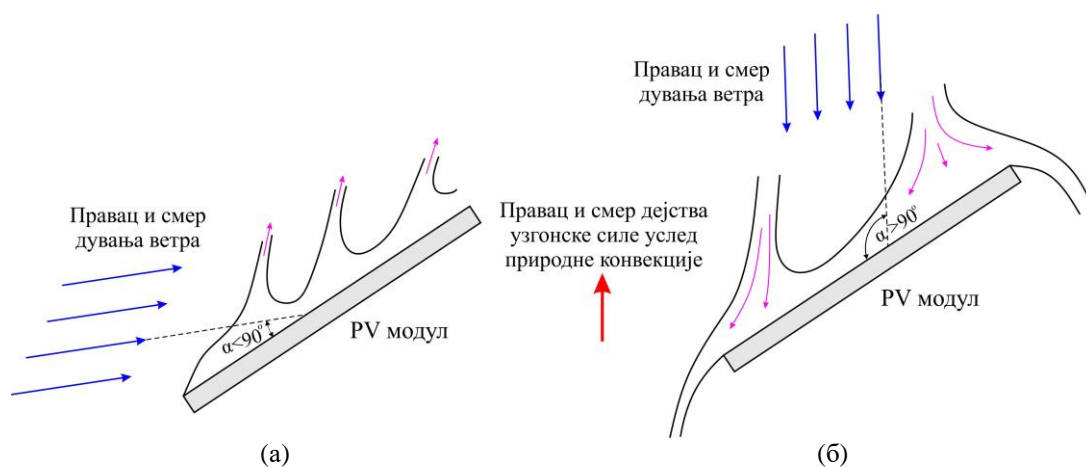


Слика 9.12 Дефиниција угла α

У пракси су могућа два случаја струјања ветра у односу на површине PV модула нагнутог под одређеним углом. Први случај је када је горња површина PV модула директно изложена дејству ветра (ветар струји уз горњу површину PV модула), а његова доња површина се налази у заклону. Други случај је када је доња површина PV модула директно изложена дејству ветра (ветар струји уз доњу површину PV модула), а његова горња површина се налази у заклону. Осим о смеру брзине ветра у односу на површину PV модула, треба водити рачуна и о суперпозицији дејства узгонске силе (изазване разликом између густине/тежине топлијег флуида који се налази непосредно уз тело и околног хладнијег флуида) и принудне силе (изазване ветром). По питању суперпозиције ове две силе, разликују се два случаја. Први случај је да принудно струјање потпомаже природну конвекцију, што побољшава услове хлађења PV модула. Ова ситуација приказана је на слици 9.13а. Други случај је да принудно струјање сузбија (потискује) природно. Тада је укупни коефицијент размене топлоте конвекцијом мањи од коефицијента конвекције који одговара претходном случају. Таква ситуација приказана је на слици 9.13б.

У зависности од тога да ли узгонска сила потпомаже принудно струјање ветра или не, треба изабрати израз (2.10) или (2.11) за израчунавање укупног коефицијента размене топлоте конвекцијом. Што је разлика у температури загрејане равне плоче и околног флуида већа, или што је мања брзина ветра, то ће

узгонска сила више утицати на принудно струјање флуида изазвано спољашњим силама малог интензитета. Таква ситуација приказана је на слици 9.13а, где се види да топлији ваздух непосредно уз саму плочу не иде директно навише, какав би био у случају чисто природне конвекције, већ је мало нагнут у десно, у смеру брзине ветра. У укупној конвекцији, компонента принудне конвекције доминира у односу на природну. Ово је посебно изражено када су брзине ветра веће. На слици 9.13б, приказана је таква ситуација. Овде је јасно да је ветар у потпуности сузбио узгонску силу изазвану природном конвекцијом. У пракси је ретка ситуација са слике 9.13б, али како се у последње време PV модули све више интегришу у фасаде зграда (у свим положајима у којима је уградња могућа, од вертикалног до хоризонталног) где је струјање ваздуха поремећено присуством других објеката, онда ситуација са слике 9.13б у пракси није немогућа. Природа конвекције (природна, принудна или мешовита) може да се одреди на основу односа Gr/Re^2 . Критеријум на основу којег је могуће одредити природу конвекције дат је у табели 2.1.



Слика 9.13 Интеракција принудне силе (изазване ветром) и узгонске силе (изазване разликом између густине флуида који се налази непосредно уз тело и густине околног флуида): (а) принудно струјање потпомаже природно и (б) принудно струјање сузбија (потискује) природно

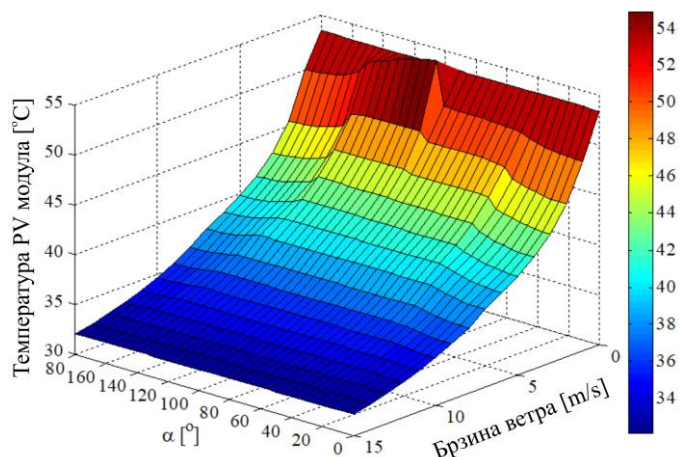
На слици 9.14 приказана је промена температуре PV модула с променом угла α и брзине ветра за случај када је горња површина PV модула директно изложена дејству ветра. Као што је показано и на претходним дијаграмима, температура PV модула експоненцијално расте са смањењем брзине ветра. Што се тиче утицаја угла α , карактеристично је неколико вредности овог угла код којих

постоји нагла промена температуре PV модула, а то су углови α од 40° , 90° и 150° . Наиме, с порастом угла α од 0° до 40° , температура расте интензивније. Температура се за ове граничне вредности угла α повећа с 42.86°C на 44.83°C . Наведене температуре одговарају брзини ветра од $v_w=3\text{ m/s}$, директној соларној ирадијанси од $G=800\text{ W/m}^2$, углу инклинације PV модула у односу на вертикалу од $\psi=57^\circ$ и температури амбијента од $T_a=25^\circ\text{C}$. При углу $\alpha=40^\circ$, дешава се скок температуре због сепарације граничног слоја уз површину PV модула. Надаље, до угла $\alpha=90^\circ$ температура незнатно расте. За $\alpha\approx 90^\circ$, уочава се највећа вредност температуре PV модула зато што је у овом случају утицај узгонске силе на принудно струјање највећи. Тада је вектор брзине ветра усмерен наниже, а вектор узгонске силе је усмерен навише, па узгонске силе у највећој мери утичу на принудно струјање, што доводи до отежаног одвођења топлоте с горње површине PV модула.

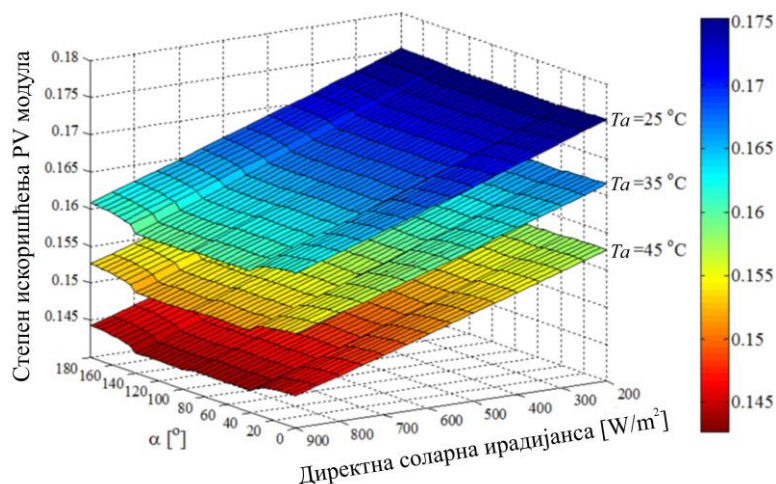
Ова појава је нарочито изражена при нижим вредностима брзине ветра, јер је тада принудна сила нешто већа од узгонске силе, што за последицу има умањење укупног коефицијента размене топлоте конвекцијом. Већ при брзинама ветра већим од 3 m/s , доминира принудна конвекција, па температура PV модула остаје константна с променом угла α у опсегу $40^\circ\leq\alpha\leq 150^\circ$. Промена температуре мења се нагло и при вредности $\alpha=150^\circ$, а то је исто због сепарације граничног слоја. Нагла промена температуре при вредностима угла α од 40° и 150° осећа се највише у опсегу брзина ветра од 1 m/s до 5 m/s . За веће вредности брзина ветра и све вредности угла α , температура PV модула се готово не мења. Промена је утолико мања, уколико је брзина ветра већа. Наравно, за нулту брзину ветра температура PV модула остаје иста за све вредности угла α . Зависност ефикасности PV модула и његове електричне снаге од брзине ветра и угла α мења се на аналоган начин као и температура PV модула, с том разликом што порасту температуре одговара смањење ефикасности и снаге PV модула.

Промена степена искоришћења PV модула с променом угла α и директне соларне ирадијансе приказана је на слици 9.15. Дата зависност односи се на случај када је горња површина PV модула директно изложена дејству ветра и када је $\psi=57^\circ$ и $v_w=3\text{ m/s}$. Очигледно је да се степен искоришћења смањује линеарно с повећањем директне соларне ирадијансе. Утицај угла α на ефикасност PV модула

израженији је за више вредности соларне ирадијансе. Што се тиче температуре амбијента, може се рећи да је утицај угла α незнатно израженији за ниже вредности температуре амбијента. Иначе, степен искоришћења се с променом температуре амбијента мења на исти начин као и температура PV модула.



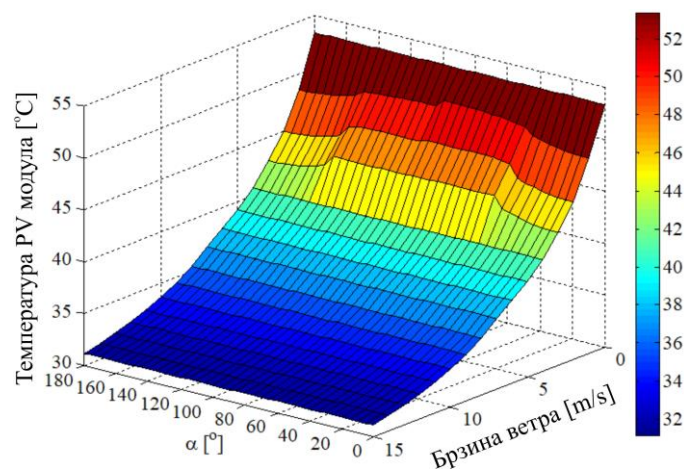
Слика 9.14 Зависност температуре PV модула од угла α и брзине ветра за случај када је горња површина PV модула директно изложена дејству ветра и када је: $G=800 \text{ W/m}^2$, $\psi=57^\circ$ и $T_a=25^\circ \text{C}$



Слика 9.15 Зависност степена искоришћења PV модула од угла α и директне соларне ирадијансе за случај када је горња површина PV модула директно изложена дејству ветра и када је $\psi=57^\circ$ и $v_w=3 \text{ m/s}$

Утицај угла α на перформансе PV модула за случај када је доња површина PV модула директно изложена дејству ветра сличан је супротном случају. Промена температуре разматраног PV модула с променом угла α и брзине ветра за овај случај приказана је на слици 9.16. Уколико се изузме случај брзине ветра од 1 m/s за угао α од 90° до 150° , са слике 9.16 уочава се да је температура PV модула нешто нижа (за око 0.2°C) у односу на случај када је горња површина PV модула

директно изложена дејству ветра. То је и логично, јер топлота генерисана у соларним ћелијама треба да савлада мањи топлотни отпор EVA и PVF слојева и дође до спољашње површине PVF материјала. Ако је боље хлађење PVF слоја PV модула, што је случај када је доња површина PV модула директно изложена дејству ветра, његова температура ће бити нижа у односу на случај када је његова горња површина директно изложена дејству ветра. Нема великог скока температуре PV модула за угао α од 90° и брзину ветра од око 1 m/s , што је био случај када је горња површина била директно изложена дејству ветра. Разлог томе лежи у чињеници да је коефицијент размене топлоте природном конвекцијом мањи за доњу површину PV модула него за горњу, што долази до изражаја при нижим вредностима брзине ветра. Са слике 9.16 види се да нема утицаја угла инклинације на температуру PV модула при брзинама ветра већим од 3 m/s када је доња површина PV модула директно изложена дејству ветра. До овога долази због тога што, како је показало истраживање *Kaplani*-а и *Kaplanis*-а [87], присуство носеће конструкције изазива турбуленције у струји ветра за брзине веће од 3 m/s . Због тога је за одређивање коефицијента размене топлоте принудном конвекцијом у аналитичком моделу, за случај када је доња површина PV модула директно изложена дејству ветра, примењен израз (4.46) који се односи на турбулентно струјање и брзине ветра веће од 3 m/s , како је наведено у поглављу 4. Овај израз не узима у обзир угао инклинације PV модула, због чега на слици 9.16 нема утицаја угла инклинације на температуру PV модула за брзине ветра веће од 3 m/s .

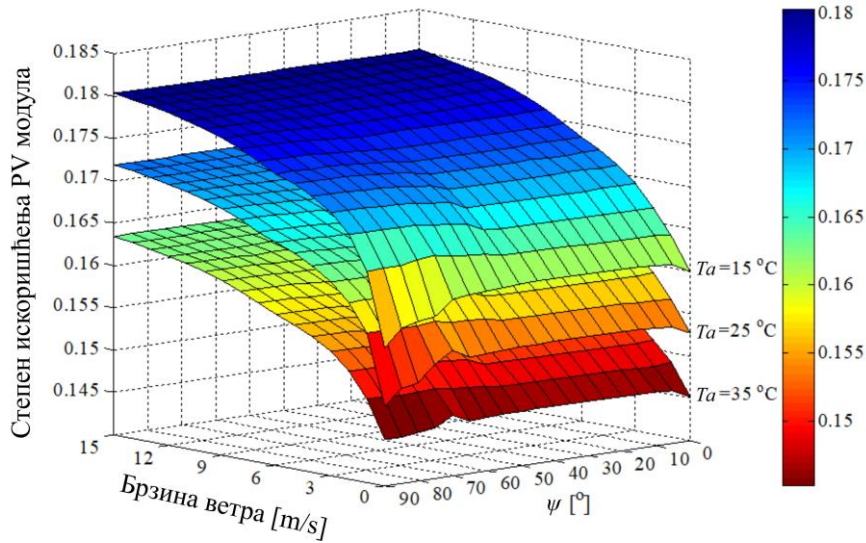


Слика 9.16 Зависност температуре PV модула од угла α и брзине ветра за случај када је његова доња површина директно изложена дејству ветра и када је $G=800 \text{ W/m}^2$, $\psi=57^\circ$ и $T_a=25 \text{ }^\circ\text{C}$

Реално, ветар струји паралелно уз површину земље, док се угао инклинације PV модула ψ мења с циљем праћења положаја Сунца, како би се постигла максимална изложеност површине PV модула Сунцу. Према томе, на слици 9.17 приказана је промена степена искоришћења PV модула за случај када ветар дува с предње стране PV модула паралелно са земљом, а угао ψ се мења од 90° (хоризонтални положај и угао $\alpha=0^\circ$), па до 0° (вертикални положај и угао $\alpha=90^\circ$). Поменута зависност приказана је за различите вредности брзине ветра и три различите вредности температуре амбијента.

Са слике 9.17 примећује се да се с повећањем угла ψ у опсегу $50^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$ степен искоришћења PV модула повећава slabим интензитетом за вредности брзине ветра у опсегу $1 \leq v_w \leq 6$ m/s. За вредности угла ψ мање од 50° , степен искоришћења PV модула остаје скоро константан. Описано понашање ефикасности је израженије што је температура амбијента нижа. Промена ефикасности с променом угла ψ уколико је интензивнија уколико је доминантна природна конвекција, што важи за случај малих вредности брзине ветра и температуре амбијента. У овим условима, ефикасност се повећава са смањењем угла ψ од 90° до вредности од око 70° , након чега остаје константна све до вертикалног положаја PV модула ($\psi=0^\circ$), за који се незнатно смањује. Све ово односи се на случај када је директна соларна ирадијанса 800 W/m^2 . Слично понашање добија се и за друге вредности соларне ирадијансе. Овакву промену ефикасности с променом угла инклинације PV модула уочили су *Kaplani* и *Kaplanis* [87], с тим што су они посматрали зависност температуре од угла инклинације PV модула при различитим вредностима брзине ветра.

Описана анализа утицаја различитих параметара на перформансе PV модула односи се на монокристални PV модул. Међутим, све што је речено за монокристални PV модул важи и за поликристални, без значајнијих разлика [136].



Слика 9.17 Зависност степена искоришћења PV модула од угла ψ и брзине ветра за случај када ветар дува с предње стране PV модула и када је $G=800 \text{ W/m}^2$

У пракси се врло често јавља потреба за познавањем количине електричне енергије коју неки PV модул или група њих може да генерише при одређеним метеоролошким условима. У даљем тексту ће се на основу предложеног аналитичког модела развити једноставне корелације за прорачун снаге PV модула у функцији угла инклинације PV модула у односу на правац вектора брзине ветра, интензитета вектора брзине ветра, директне соларне ирадијансе и температуре амбијента. Облик ових корелација одабраће се на основу извршене анализе утицаја поменутих параметара на температуру и ефикасност PV модула. У практичним прорачунима најчешће се користи следећа корелација за прорачун снаге PV модула [7]:

$$P = \alpha_s \cdot G \cdot S_{PV} \cdot \eta_{el} = \alpha_s \cdot G \cdot S_{PV} \cdot \eta_{ref} \cdot [1 - \beta_{Tref} \cdot (T_{PV} - T_{ref})]. \quad (9.4)$$

У једначини (9.4) једина непозната је температура PV модула T_{PV} . Са слика 9.8 и 9.14 види се да је температура PV модула експоненцијална функција брзине ветра и да се она линеарно повећава с повећањем директне соларне ирадијансе. Са слике 9.9 закључује се да се температура PV модула повећава за исту вредност за коју се повећава температура амбијента. На температуру PV модула утиче и угао струјања ветра у односу на PV модул. Са слике 9.14 види се да је утицај угла α на температуру PV модула значајан само до вредности $\alpha < 40^\circ$. Из тог разлога ће у изразу за прорачун температуре бити укључена зависност од угла α само до ове

вредности. За $\alpha \geq 40^\circ$ сматра се да температура PV модула не зависи од угла α . Како коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом укључује косинусну зависност од угла α , и температура PV модула зависиће од косинуса овог угла, што се види са слике 9.14. Сагласно слици 9.14 следи и да је зависност температуре PV модула од угла α израженија за ниже вредности брзине ветра, што захтева степену зависност температуре од косинуса угла α . Наравно, како се брзина ветра приближава нули, смањује се и утицај угла α . За нулту брзину ветра температура PV модула не зависи од угла α .

Сматрајући да ветар струји паралелно површини земље, а да се угао инклинације PV модула мења и имајући у виду све претходно речено, предложене су следеће корелације за прорачун температуре PV модула:

$$T_{PV} = T_a + e^{k_1+k_2 \cdot v_w} \cdot [\cos(90 - \psi)]^{k_3} \cdot G \text{ за } v_w \geq 1 \text{ m/s и } \alpha < 40^\circ \text{ (} 50^\circ < \psi \leq 90^\circ \text{)}, \quad (9.5)$$

$$T_{PV} = T_a + e^{k_4+k_5 \cdot v_w} \cdot G \text{ за } v_w \geq 1 \text{ m/s и } \alpha \geq 40^\circ \text{ (} 0^\circ < \psi \leq 50^\circ \text{)}. \quad (9.6)$$

Спроведена анализа показује да се за брзине ветра мање од 1 m/s, промена температуре не може представити неком једноставнијом зависношћу од угла инклинације ψ и осталих метеоролошких параметара. Према томе, за брзине ветра мање од 1 m/s, за тачну анализу перформанси PV модула треба користити предложени модел. Међутим, редак је случај када је брзина ветра једнака или блиска нули. Тада се, у случају да није потребна висока прецизност, могу користити формуле (9.5) и (9.6), с тим да оне у најгорем случају дају нижу температуру за око 5 °С. Предложени модел чији је MATLAB код дат у прилогу А, треба користити и у случају да ветар не струји паралелно површини земље или када дува са задње стране PV модула.

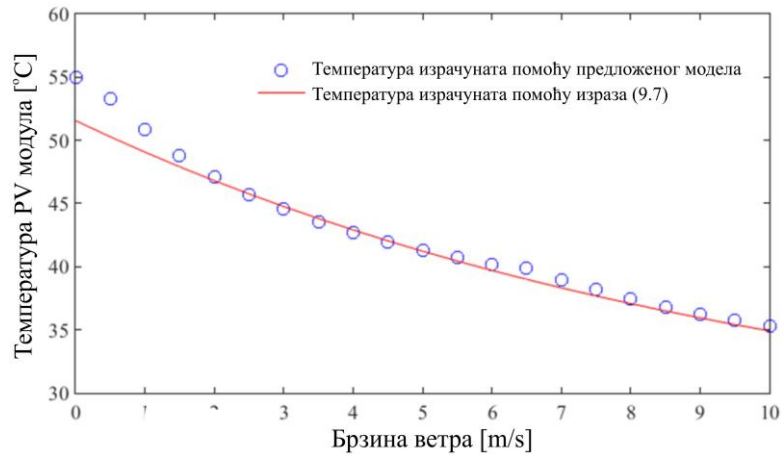
Вредности коефицијената k_1 , k_2 , k_3 , k_4 и k_5 у изразима (9.5) и (9.6) су непознате, а одређене су на исти начин као и код израза (4.38) и (4.39). Коефицијенти k_1 , k_2 и k_3 у изразу (9.5), добијени су минимизацијом (применом GA) најмањих квадрата одступања између 1080 различитих вредности снага израчунатих помоћу предложеног модела и одговарајућих снага добијених помоћу израза (9.4) у коме је температура рачуната помоћу израза (9.5). Снаге су рачунате комбинацијом различитих параметара T_a , v_w , ψ и G из следећих опсега, редом: $10 \leq T_a \leq 40^\circ\text{C}$, $1 \leq v_w \leq 11 \text{ m/s}$, $50^\circ < \psi \leq 90^\circ$ и $200 \leq G \leq 1000 \text{ W/m}^2$. Коефицијенти

k_4 и k_5 из израза (9.6) добијени су минимизацијом најмањих квадрата одступања између 1320 различитих вредности снага израчунатих помоћу предложеног модела и одговарајућих снага добијених помоћу израза (9.4) у коме је температура рачуната помоћу израза (9.6) за исти опсег параметара T_a , v_w , ψ и G као у претходном случају, осим за угао ψ , који је овде износио $0^\circ \leq \psi \leq 50^\circ$. У MATLAB програму реализованом на основу предложеног модела, за формирање различитих комбинација коришћене су четири *for* петље. Број генерација код генетског алгоритма износио је 30, а број различитих популација 70. Време трајања прорачуна износило је око 24 h. Након спроведеног поступка оптимизације, изрази (9.5) и (9.6) добијају следеће облике:

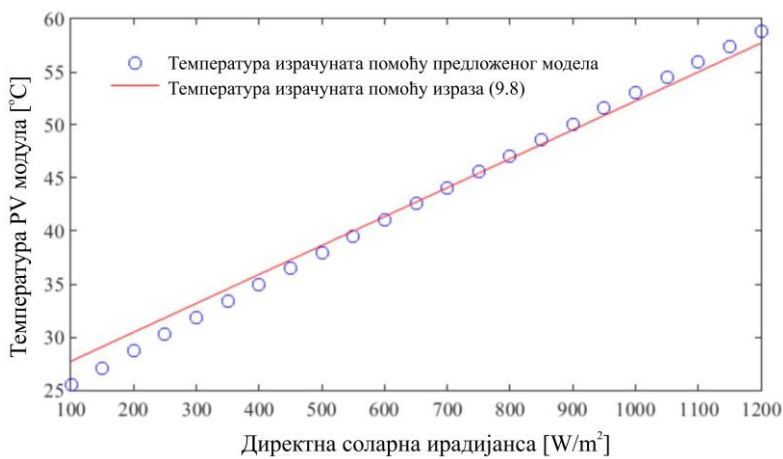
$$T_{PV} = T_a + e^{-3.445 - 0.0985 \cdot v_w} \cdot [\cos(90 - \psi)]^{-0.226} \cdot G \text{ за } v_w \geq 1 \text{ m/s i } \alpha < 40^\circ \text{ (} 50^\circ < \psi \leq 90^\circ \text{)}, \quad (9.7)$$

$$T_{PV} = T_a + e^{-3.36 - 0.102 \cdot v_w} \cdot G \text{ за } v_w \geq 1 \text{ m/s i } \alpha \geq 40^\circ \text{ (} 0^\circ < \psi \leq 50^\circ \text{)}. \quad (9.8)$$

На сликама 9.18 и 9.19 упоредно су приказане вредности температуре PV модула (с карактеристикама из табеле 9.6) израчунате помоћу предложеног аналитичког модела и корелација (9.7) и (9.8), редом. На слици 9.18 дата је промена температуре у функцији промене брзине ветра за следеће услове експлоатације: $G=800 \text{ W/m}^2$, $T_a=25 \text{ }^\circ\text{C}$ и $\psi=57^\circ$, док је на слици 9.19 дата промена температуре PV модула у функцији директне соларне ирадијансе за $v_w=2 \text{ m/s}$, $T_a=25 \text{ }^\circ\text{C}$ и $\psi=57^\circ$. Са слика се види да се подаци добијени помоћу аналитичког модела и корелација (9.7) и (9.8) скоро подударају, поготово за брзине ветра изнад 1 m/s, због чега је и наглашено да ове корелације важе за дате брзине ветра.



Слика 9.18. Упоредни приказ вредности температуре PV модула израчунатих помоћу предложеног аналитичког модела и корелације (9.7)



Слика 9.19. Упоредни приказ вредности температуре PV модула израчунатих помоћу предложеног аналитичког модела и корелације (9.8)

Помоћу корелација (9.7) и (9.8) могуће је једноставно одредити очекивану температуру и снагу PV модула за одговарајуће метеоролошке услове на конкретној локацији, што може послужити за оптимално подешавање угла инклинације код фиксних PV система. Уз то, помоћу предложеног модела могуће је анализирати перформансе PV модула за различите погонске режиме истог, од празног хода до пуног оптерећења, што ће свакако бити тема будућих истраживања.

10. ЗАКЉУЧАК

У литератури постоји велики број модела за анализу перформанси PV модула. Међутим, сви модели дају различите резултате у погледу температуре, снаге и ефикасности за исте вредности амбијентних услова и конструкционих параметара PV модула. Ове разлике настају због занемаривања утицаја појединих параметара, климатских услова, конфигурације PV модула и различитих приступа у решавању проблема. У циљу анализе утицаја угла инклинације PV модула на његову ефикасност и температуру која од ње зависи, у овој докторској дисертацији спроведено је следеће:

- изведен је и успешно потврђен скуп нових корелација за природну и принудну конвекцију са и без сепарације граничног слоја. Корелације за природну конвекцију дефинисане су помоћу основног бездимензионалног броја. Корелације се односе на вертикалне, нагнуте и хоризонталне равне плоче, као и површине;
- како би се израчунале критичне вредности *Grashof*-овог броја, коришћено је следећих пет корелација: (i) нова корелација која показује почетак прелазног/турбулентног струјања уз горњу површину равне плоче за $0^\circ < \psi < 30^\circ$, (ii) позната корелација коју су предложили *Corcione* и остали [22] која показује почетак прелазног/турбулентног струјања уз горњу површину равне плоче за $30^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$, (iii) модификована корелација коју је предложио *Warneford* [44] и која показује почетак прелазног/турбулентног струјања уз доњу површину равне плоче за $0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$, (iv) нова корелација која показује почетак сепарације граничног слоја уз горњу површину равне плоче за $0^\circ < \psi \leq 90^\circ$, и (v) нова корелација која показује почетак сепарације граничног слоја уз доњу површину равне плоче за $0^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$;
- све предложене корелације за природну и принудну конвекцију и критичне вредности *Grashof*-овог броја ограничене су односом $H/W \leq 3.33$ и могу се користити у широком опсегу вредности *Prandtl*-овог броја;
- увођењем предложених корелација у модел размене топлоте, израђен је једноставан алгоритам за анализу перформанси PV модула. Помоћу

предложеног модела могуће је одредити температуру PV модула и њој одговарајући степен искоришћења за различите углове инклинације PV модула и различите амбијентне услове, због чега су резултати који се помоћу њега добијају врло поуздани. Модел се заснива на енергетској равнотежи између примљене енергије Сунчевог зрачења, дела ове енергије који се претвори у електричну у PV модулу и топлоте ослобођене конвекцијом и зрачењем с површина PV модула;

- принудна конвекција моделирана је новим формулама које повезују угао између правца вектора брзине ветра и равни PV модула (угао α), директну соларну ирадијансу, брзину ветра и температуру амбијента. Предложене су две корелације за принудну конвекцију; једна за $\alpha < 40^\circ$ и друга за $\alpha \geq 40^\circ$. Средња вредност одступања експериментално одређених вредности за коефицијент размене топлоте принудном конвекцијом у односу на вредности израчунатих помоћу нових корелација износи 6.36% за $\alpha < 40^\circ$ и 5.92% за $\alpha \geq 40^\circ$. Дефинисане су и критичне вредности *Reynolds*-овог броја до којих се ове корелације могу применити. За вредности *Reynolds*-овог броја које су више од критичне вредности изнад које је струјање турбулентно, предложена је позната *Fuentes*-ова корелација [73];
- све нове корелације било за природну, или принудну конвекцију, упоређене су с одговарајућим корелацијама из литературе, чиме је установљено њихово међусобно слагање.

Углавном се при анализи перформанси PV модула занемарује утицај угла инклинације PV модула у односу на правац вектора брзине ветра. Међутим, показано је да, иако мали, он постоји. Тиме је потврђена полазна хипотеза.

Главни закључци до којих се дошло у овој дисертацији су:

- повећањем угла ψ у опсегу $50^\circ \leq \psi \leq 90^\circ$, степен искоришћења PV модула се повећава slabим интензитетом за брзине ветра у опсегу $1 \leq v_w \leq 6$ m/s. За вредности угла ψ мање од 50° , степен искоришћења PV модула остаје скоро константан. Описано понашање степена искоришћења израженије је за ниже вредности температуре амбијента. Промена степена искоришћења с променом угла ψ уколико је интензивнија уколико је доминантна природна

конвекција, што се догађа за случај малих вредности брзине ветра и температуре амбијента. У овим условима, степен искоришћења се повећава са смањењем угла ψ од 90° до вредности од око 70° , након чега остаје константан све до вертикалног положаја PV модула ($\psi=0^\circ$), за који се незнатно смањује;

- утицај угла α највећи је до вредности $\alpha < 40^\circ$, зато што се до ових вредности може очекивати сепарација граничног слоја ваздуха уз бочну површину PV модула на коју наилази струја ветра;
- грешка која се може направити занемаривањем утицаја угла α у процени ефикасности PV модула износи скоро 2% за $G=1000 \text{ W/m}^2$ и $T_a=25 \text{ }^\circ\text{C}$. То није занемарљиво, ако се зна да се степен искоришћења комерцијалних PV модула креће у границама 10–18%;
- за више вредности угла α , његов утицај је мали и може се занемарити. Описана појава важи за вредности *Reynolds*-овог броја до којих струјање има ламинарни карактер;
- за мешовито струјање, као и за потпуно развијено турбулентно струјање до којег долази код велике површине и/или велике брзине ветра, утицај угла α на перформансе PV модула је занемарљив;

На основу спроведене анализе, дошло се и до следећих запажања:

- предложени модел размене топлоте са *Swinbank*-овом корелацијом даје боље резултате у односу на термичке моделе засноване на геометријском фактору облика;
- коефицијенти размене топлоте природном и принудном конвекцијом за нагнуте PV модуле прате трендове вредности који су у складу с очекиваним;
- губици енергије одведене природном конвекцијом с горње и доње површине PV модула крећу се редом у интервалима 5.099–28.627% и 4.141–21.792% од укупног губитка енергије. Ниже вредности губитака енергије одведене природном конвекцијом одговарају другом случају из тачке 9.1 где је утицај ветра узет у обзир.

- брзина ветра и соларна ирадијанса, поред температуре амбијента, доминантно утичу на температуру PV модула зато што ови параметри у највећој мери утичу на процес загревања и хлађења истог;
- температура PV модула је најважнији параметар који утиче на ефикасност самог PV модула, па је од пресудног значаја да се степен искоришћења што прецизније процени у циљу сагледавања реалне производње електричне енергије у конкретном PV модулу;
- смањење температуре PV модула с повећањем брзине ветра мења се по закону експоненцијално опадајуће функције која има већи нагиб при већим вредностима соларне ирадијансе;
- највеће смањење температуре с повећањем брзине ветра углавном се постиже до вредности од 3 m/s, након чега долази до „засићења“ ове зависности;
- температура PV модула повећава се с повећањем температуре амбијента и то управо за вредност инкремента температуре амбијента;
- степен искоришћења PV модула је линеарна функција директне соларне ирадијансе, али експоненцијална функција брзине ветра;
- утицај брзине ветра већи је што је соларна ирадијанса већа. У пракси, то значи да је при избору локације за експлоатацију PV модула пожељно да брзина ветра, поред интензитета Сунчевог зрачења, буде што већа. Један од начина да се за одређену локацију постигне већа брзина ветра јесте да се PV модули инсталирају на већој висини;
- у укупној конвекцији доминира компонента принудне конвекције у односу на природну, чак и при нижим вредностима брзине ветра;
- уколико ветар дува с предње стране PV модула, његова температура биће за око 0.2 °C виша у односу на случај када ветар дува с његове задње стране за исте метеоролошке услове;
- температуре добијене помоћу предложеног модела боље се слажу с експериментално одређеним вредностима у поређењу с температурама које

се добијају помоћу NOCT и SNL модела, чиме је потврђена допунска хипотеза. Највеће одступање температуре израчунате помоћу предложеног модела од експериментално одређених вредности за четири конкретна PV модула било је око 9% у стационарном режиму, док су у највећем делу периода мерења ова одступања била око 5%;

- NOCT модел у свим случајевима, осим за нулту брзину ветра, значајно прецењује температуру PV модула. Највеће одступање између температуре добијене помоћу NOCT модела и измерене вредности износило је око 20 °C, што је у складу с резултатима из [132];
- SNL модел даје добре резултате за типичне димензије PV модула и брзине ветра веће од 1 m/s. За димензије PV модула мање од типичних и нулту брзину ветра, SNL модел углавном даје за око 10% ниже вредности температуре PV модула. То је очекивано из разлога што је SNL модел развијен на основу мерења за PV модул типичних димензија и за услове хлађења принудном конвекцијом;
- NOCT и SNL модел, као и већина других модела, важе само за једну вредност техничких карактеристика и положаја PV модула, због чега је опсег њихове примене ограничен. Предложени модел може се користити за прецизну процену температуре PV модула различитих техничких карактеристика изложених свим могућим амбијентним условима и свим могућим положајима који се у експлоатацији могу јавити;
- може се посматрати само једна соларна ћелија, односно једна њена четвртина ако се примени гранични услов топлотне изолације на четири њене бочне површине, а добијени резултати се у погледу расподеле температуре могу генерализовати за све остале ћелије, односно PV модул или панел који се састоји од идентичних соларних ћелија;
- мрежа проводника која има улогу сакупљача слободних електрона насталих као резултат фотонапонског ефекта, као и *Joule*-ови губици услед протицања струје у њима могу се искључити из 3D модела;

- добијени подаци који се односе на температуру тако поједностављене геометрије могу се генерализовати за све остале ћелије у низу, односно PV модул или PV панел. То омогућава кориснику да и на рачунару просечних карактеристика може да врши 3D симулације загревања неког PV модула и одреди његову температуру за дефинисане услове експлоатације. Као резултат поједностављења геометрије, односно анализе једне четвртине ћелије у односу на цео модул, програм знатно брже долази до решења, тј. температурног поља по запремини разматраног домена. Време прорачуна се у том случају скраћује за више од 3 h за рачунар просечних карактеристика.

Предложени модел може се применити за симулацију рада PV система током читаве године за одговарајуће метеоролошке услове на конкретној локацији. То омогућава прецизну процену очекиване производње и оптимално подешавање угла нагиба код фиксних PV система. Модел омогућава сагледавање утицаја појединих параметара на ефикасност PV модула чиме се има увид у могућности деловања како би се она повећала. Осим тога, помоћу предложеног модела могуће је анализирати перформансе PV модула за различите погонске режиме истог, од празног хода до пуног оптерећења, што ће свакако бити тема будућих истраживања. Такође, будућа истраживања биће усмерена ка унапређењу предложеног модела и формирању графичког окружења које ће корисницима олакшати примену развијеног MATLAB програма `PVmodule.m`.

Прилог А: MATLAB код програма PVmodul .m

```
function PVmodul
%*****
%
% Program za izracunavanje koeficijenata razmene toplote
% konvekcijom i zracenjem izmedju PV modula instaliranog na
% površini zemlje i ambijenta, temperature PV modula, energetske
% efikasnosti na toj temperaturi i elektricne snage na krajevima PV modula...
% Doktorska disertacija - Bojan Perovic, 2017. godine.
%
% EPS - Zahtevana relativna tacnost u postupku odredjivanja nepoznatih
% parametara
% PI - Ludolph-ov broj
% g - Ubrzanje zemljine teze u m*s^-2
% SIGMA - Stefan-Boltzmann-ova konstanta u W*m^-2*K^-4
% T - Datoteka s vrednostima temperatura u K
% ARO - Datoteka s vednostima gustine vazduha koje odgovaraju
% temperaturama iz datoteke T u kg*m^-3
% ACP - Datoteka s vednostima specificne toplote vazduha koje
% odgovaraju temperaturama iz datoteke T u J*kg^-1*K^-1
% AMI - Datoteka s vednostima dinamicke viskoznosti vazduha koje
% odgovaraju temperaturama iz datoteke T u m^2*s^-1
% AKT - Datoteka s vednostima specificne toplotne provodnosti vazduha koje
% odgovaraju temperaturama iz datoteke T u W*m^-1*K^-1
% APR - Datoteka s vednostima Prandtl-ovog broja za vazduh koje
% odgovaraju temperaturama iz datoteke T
% LPV - Duzina PV modula u m
% WPV - Sirina PV modula u m
% d - Debljina sloja PV modula sa solarnim celijama u m
% SPV - Povrsina PV modula u m^2
% PSI1 - Ugao inklinacije PV modula u odnosu na vertikalu u stepenima
% PSI - Ugao inklinacije PV modula u odnosu na vertikalu u radijanima
% TA - Temperatura ambijentnog vazduha u K
% vw - Brzina vetra u m*s^-1
% QESSP - Direktna solarna iradijansa u W*m^-2
% FI1 - Ugao pod kojim Suncevi zraci padaju na horizontalnu
% ravnu površinu u stepenima
% alfa - Ugao izmedju pravca brzine vetra i ravni PV modula u stepenima
% beta - Ugao izmedju projekcija pravca brzine vetra i ose simetrije po
% duzini PV modula na horizontalnu površinu u stepenima
% winflow - Promenljiva koja definise stranu PV modula koja je
% direktno izložena dejstvu vetra, odnosno stranu koja se
% nalazi u zaklonu
% FI - Ugao pod kojim Suncevi zraci padaju na horizontalnu
% ravnu površinu u radijanima
% DELTA - Razlika izmedju uglova FI1 i PSI1 u radijanima
% CDEL - Kosinus ugla DELTA
% G - Komponenta direktne solarne iradijanse normalna
% na gornju površinu PV modula u W*m^-2
% ALFAS - Koeficijent apsorpcije Sunčevog zracenja
% za gornju površinu PV modula
% EPVU - Koeficijent emisije toplotnog zracenja
% za gornju površinu PV modula
% EPVD - Koeficijent emisije toplotnog zracenja
% za donju površinu PV modula
% ETAREF - Stepenu iskoriscenja PV modula pri referentnoj temperaturi Tref
% i direktnoj solarnoj iradijansi od 1000 W*m^-2
% TREF - Referentna temperatura ambijenta koja odgovara
% referentnom stepenu iskoriscenja PV modula u K
% BETAREF - Temperaturni koeficijent koji opisuje smanjenje
% stepena iskoriscenja PV modula s porastom njegove temperature
% iznad referentne vrednosti Tref u K^-1
% h - Vrednost koeficijenta razmene toplote prirodnom
% konvekcijom svojstvena turbulentnom strujanju gasova u W*m^-2*K^-1
% J - Broj izvršenih iteracija
% Tg - Temperatura zemlje u K
% TPV, TPV1 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti
% temperature PV modula u K
% HHPVU, HPVU1, HPVU2 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti
% koeficijenta razmene toplote prirodnom
% konvekcijom izmedju gornje površine PV modula
%
```

i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HHCPVU, HCPVU1, HCPVU2 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti koeficijenta razmene toplote prinudnom konvekcijom izmedju gornje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HHCPVD, HCPVD1, HCPVD2 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti koeficijenta razmene toplote prinudnom konvekcijom izmedju donje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HHPVD, HPVD1, HPVD2 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti koeficijenta razmene toplote prirodnom konvekcijom izmedju donje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HHRPVU, HRPVU1, HRPVU2 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti koeficijenta razmene toplote zracenjem izmedju gornje površine PV modula i ambijenta u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HHRPVD, HRPVD1, HRPVD2 - Programske promenljive rezervisane za vrednosti koeficijenta razmene toplote zracenjem izmedju donje površine PV modula i ambijenta u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 TF - Temperatura tankog (film) sloja vazduha uz površinu PV modula u K
 BETA - Koeficijent zapremninskog širenja vazduha s temperaturom u K^{-1}
 ROF - Gustina vazduha u $kg \cdot m^{-3}$
 CPF - Specifična toplota vazduha u $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$
 MIF - Dinamička viskoznost vazduha u $kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$
 KTF - Specifična toplotna provodnost vazduha u $W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$
 PRF - Prandtl-ov broj
 NIF - Kinematička viskoznost vazduha u $m^2 \cdot s^{-1}$
 ALFAT - Toplotna difuzivnost u $m^2 \cdot s^{-1}$
 RA - Rayleigh-ev broj za gornju i donju površinu PV modula
 GRCRUF - Kritični Grashof-ov broj iznad kojeg je strujanje fluida uz gornju površinu PV modula turbulentno
 GRCR4 - Kritični Grashof-ov broj iznad kojeg dolazi do pojave separacije granicnog sloja uz gornju površinu PV modula
 C, N - Koeficijentni potrebni za izračunavanje osnovnog bezdimenzionalnog broja za prirodnu konvekciju
 NUPVU - Nusselt-ov broj - definisan za gornju površinu PV modula
 GRCRPVD - Kritični Grashof-ov broj iznad kojeg je strujanje fluida uz donju površinu PV modula turbulentno
 GRCR5 - Kritični Grashof-ov broj iznad kojeg dolazi do pojave separacije granicnog sloja uz donju površinu PV modula
 NUPVD - Nusselt-ov broj - definisan za donju površinu PV modula
 Lc - Karakteristična dužina jednaka četvorostruko vrednosti površine podeljene s obimom PV modula u m
 RE - Reynolds-ov broj definisan za karakterističnu dužinu Lc
 ReCr - Kritična vrednost Reynolds-ovog broja do koje je strujanje fluida laminarno
 ReL - Reynolds-ov broj definisan za karakterističnu dužinu L koja u zavisnosti od ugla beta može da bude $L=LPV$ ili $L=WPV$
 xc - Kritična dužina do koje je strujanje uz PV modul laminarno u m
 HUF2 - Koeficijent razmene toplote prirodnom i/ili prinudnom konvekcijom izmedju gornje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HDF2 - Koeficijent razmene toplote prirodnom i/ili prinudnom konvekcijom izmedju donje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 TSKY - Temperatura neba u K
 TGRO - Temperatura zemlje u K
 TPV_C - Temperatura PV modula u stepenima Celsius-a
 ETAEL - Stepen iskoriscenja PV modula na temperaturi TPV
 PEL - Električna snaga koju PV modul generise na svojim prikljucnim krajevima u W
 HPVUF - Konacna vrednost koeficijenta razmene toplote prirodnom i/ili prinudnom konvekcijom izmedju gornje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HPVDF - Konacna vrednost koeficijenta razmene toplote prirodnom i/ili prinudnom konvekcijom izmedju donje površine PV modula i okolnog vazduha u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HRPVUF - Konacna vrednost koeficijenta razmene toplote zracenjem izmedju gornje površine PV modula i ambijenta u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 HRPVDF - Konacna vrednost koeficijenta razmene toplote zracenjem izmedju donje površine PV modula i ambijenta u $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
 QPVUF - Fluks kojim se toplota razmenjuje prirodnom/prinudnom

```

% konvekcijom izmedju gornje površine PV modula i okolnog vazduha u W
% QPVDF - Fluks kojim se toplota razmenjuje prirodnom/prinudnom
% konvekcijom izmedju donje površine PV modula i okolnog vazduha u W
% QRPVUF - Fluks kojim se toplota razmenjuje zracenjem izmedju
% gornje površine PV modula i ambijenta u W
% QRPVDF - Fluks kojim se toplota razmenjuje zracenjem izmedju
% donje površine PV modula i ambijenta u W
% QTOT - Ukupni fluks kojim se toplota razmenjuje konvekcijom i
% zracenjem izmedju gornje i donje površine PV modula i ambijenta u W
% Q - Zapreminska snaga izvora toplote lociranih u PV modulu u W*m^-3
%
%*****
PI=4*atan(1);
EPS=1e-3;
NARRAY=85;
g=9.81;
SIGMA=5.67e-008;
%
T=load('Temperature.m');
ARO=load('Density.m');
ACP=load('Capacity.m');
AMI=load('Viscosity.m');
AKT=load('Conductivity.m');
APR=load('Prandtl.m');
%
disp(' ')
disp(' Dobro dosli... ')
disp(' ')
disp(' Pokrenuli ste program PVmodul koji izracunava ')
disp(' koeficijente razmene toplote konvekcijom ')
disp(' i zracenjem izmedju PV modula instaliranog na ')
disp(' površini zemlje i ambijenta, temperaturu PV ')
disp(' modula, energetsku efikasnost na toj temperaturi ')
disp(' i elektricnu snagu na krajevima PV modula ... ')
disp(' ')
%
LPV=input(' Unesite duzinu PV modula u m --> ');
disp(' ')
WPV=input(' Unesite sirinu PV modula u m --> ');
disp(' ')
disp(' Unesite debljinu sloja PV modula ')
d=input(' sa solarnim celijama u m --> ');
disp(' ')
SPV=LPV*WPV;
disp(' Unesite ugao inklinacije PV modula ')
PSI1=input(' u odnosu na vertikalnu u stepenima --> ');
disp(' ')
PSI=PSI1*PI/180;
TA=input(' Unesite temperaturu ambijentnog vazduha u K --> ');
disp(' ')
vw=input(' Unesite brzinu vetra u m/s --> ');
disp(' ')
QESSP=input(' Unesite vrednost direktne solarne iradijance u W/m2--> ');
disp(' ')
disp(' Unesite ugao pod kojim Suncevi zraci ')
FI1=input(' padaju na horizontalnu površinu zemlje --> ');
disp(' ')
%
if vw>0
disp(' Unesite ugao izmedju pravca brzine ')
alfa=input(' vetra i ravni PV modula u stepenima --> ');
disp(' ')
disp(' Unesite ugao izmedju projekcija pravca brzine ')
disp(' vetra i ose simetrije po dužini PV ')
beta=input(' modula na horizontalnu površinu u stepenima --> ');
disp(' ')
disp(' Ako je brzina vetra usmerena ')
disp(' u gornju stranu PV modula ')
winflow=input(' unesite 1, u suprotnom unesite 2 --> ');
disp(' ')
end
%
FI=FI1*PI/180;
DELTA=abs((FI1-PSI1)*PI/180);

```

```

CDEL=cos(DELTA);
if(FI1>=90+PSI1)
CDEL=0;
end
%
G=QESSP*CDEL;
%
if(CDEL~=0)
disp('      Unesite koeficijent apsorpcije Suncevog ')
ALFAS=input('      zracenja za gornju povrstinu PV modula      --> ');
disp('      ')
disp('      Unesite koeficijent emisije toplotnog ')
EPVU=input('      zracenja za gornju povrstinu PV modula      --> ');
disp('      ')
disp('      Unesite koeficijent emisije toplotnog ')
EPVD=input('      zracenja za donju povrstinu PV modula      --> ');
disp('      ')
disp('      Unesite stepen iskoriscenja PV modula ')
disp('      pri referentnoj temperaturi Tref i direktnoj ')
ETAREF=input('      solarnoj iradijansi od 1000 W/m^2      --> ');
disp('      ')
disp('      Unesite referentnu temperaturu ambijenta ')
disp('      kojoj odgovara referentni ')
TREF=input('      stepen iskoriscenja PV modula u K      --> ');
disp('      ')
disp('      Unesite temperaturni koeficijent koji opisuje ')
disp('      smanjenje stepena iskoriscenja PV modula s ')
disp('      porastom njegove temperature iznad referentne ')
BETAREF=input('      vrednosti Tref u 1/K      --> ');
disp('      ')
disp('      Unesite vrednost koeficijenta razmene ')
disp('      toplote prirodnom konvekcijom svojstvenu ')
h=input('      turbulentnom strujanju gasova u W/(m^2*K)      --> ');
disp('      ')
disp('      Broj izvršenih iteracija je: ')
%
J=0;
Tg=TA;
TPV=0;
HPVU1=h;
HCPVU1=h;
if(vw==0)
HCPVU1=0;
HCPVD1=0;
end
HRPVU1=h;
HPVD1=h;
HCPVD1=h;
HRPVD1=h;
%
TPV1=((1-ETAREF*(1+BETAREF*TREF))*ALFAS*G+(2*h)*TA+HRPVU1*0.0552*TA^1.5+...
HRPVD1*Tg)/(2*h+HRPVU1+HRPVD1-ETAREF*BETAREF*ALFAS*G);
%
while(abs(TPV1-TPV)>EPS)
%
if(TPV~=0) & (vw>0)
HPVU1=HPVU2;
HCPVU1=HCPVU2;
HRPVU1=HRPVU2;
HPVD1=HPVD2;
HCPVD1=HCPVD2;
HRPVD1=HRPVD2;
TPV1=TPV;
end
%
if(TPV~=0) & (vw==0)
HPVU1=HPVU2;
HRPVU1=HRPVU2;
HPVD1=HPVD2;
HRPVD1=HRPVD2;
TPV1=TPV;
end
%
TF=(TPV1+TA)/2;

```

```

BETAF=1/TF;
%
[FUNARO]=KSCURVE(NARRAY,T,ARO,TF);
ROF=FUNARO;
%
[FUNACP]=KSCURVE(NARRAY,T,ACP,TF);
CPF=FUNACP;
%
[FUNAMI]=KSCURVE(NARRAY,T,AMI,TF);
MIF=FUNAMI;
%
[FUNAKT]=KSCURVE(NARRAY,T,AKT,TF);
KTF=FUNAKT;
%
[FUNAPR]=KSCURVE(NARRAY,T,APR,TF);
PRF=FUNAPR;
%
NIF=MIF/ROF;
%
PRIRODNA KONVEKCIJA
%
ALFAT=KTF/(ROF*CPF);
RA=g*BETAF*(TPV1-TA)*LPV^3/(NIF*ALFAT);
%
if (PSI1<30)
GRCRUF=(10^(24.258*cos(PSI)-13.028))/PRF;
else
GRCRUF=(10^(5*cos(PSI)+3.65))/PRF;
end
%
GRCR4=(10^(5*cos(PSI)+4.9))/PRF;
%
if (PSI1==0)
if (RA/PRF<=GRCR4)
N=1/4;
C=0.67;
end
if (RA/PRF<=GRCRUF) & (RA/PRF>GRCR4)
N=1/3;
C=0.057;
end
if (RA/PRF>GRCRUF)
N=1/3;
C=0.1335;
end
end
%
if (PSI1>0) & (PSI1<90)
%
if (PSI1<21.42)
if (RA*cos(PSI)/PRF<=GRCR4)
N=1/4;
C=0.376+0.294*(cos(PSI))^(1/4);
end
if (RA*cos(PSI)/PRF<=GRCRUF) & (RA*cos(PSI)/PRF>GRCR4)
N=1/3;
C=0.057+0.098*(sin(PSI))^(1/3);
end
if (RA*cos(PSI)/PRF>GRCRUF)
N=1/3;
C=0.1335+0.0456*(sin(PSI))^(1/3);
end
end
%
if (PSI1>=21.42) & (PSI1<30)
if (RA*cos(PSI)/PRF<=GRCRUF)
N=1/4;
C=0.376+0.294*(cos(PSI))^(1/4);
end
if (RA*cos(PSI)/PRF>GRCR4)
N=1/3;
C=0.057+0.098*(sin(PSI))^(1/3);
end
end
if (RA*cos(PSI)/PRF>GRCRUF) & (RA*cos(PSI)/PRF<=GRCR4)

```

```

N=1/3;
C=0.1335+0.0456*(sin(Psi))^(1/3);
end
end
%
if (Psi1>=30)
if (RA*cos(Psi)/PRF<=GRCRUF)
N=1/4;
C=0.376+0.294*(cos(Psi))^(1/4);
end
if (RA*cos(Psi)/PRF>GRCR4)
N=1/3;
C=0.057+0.098*(sin(Psi))^(1/3);
end
if (RA*cos(Psi)/PRF>GRCRUF) & (RA*cos(Psi)/PRF<=GRCR4)
N=1/3;
C=0.1335+0.0456*(sin(Psi))^(1/3);
end
end
end
%
if (Psi1==90)
if (RA/PRF<=GRCRUF)
N=1/4;
C=0.376;
end
if (RA/PRF>GRCR4)
N=1/3;
C=0.155;
end
if (RA/PRF>GRCRUF) & (RA/PRF<=GRCR4)
N=1/3;
C=0.1791;
end
end
%
NUPVU=C*(RA/(1+0.492/PRF))^N;
%
HHPVU=NUPVU*KTF/LPV;
HPVU2=(HPVU1+HHPVU)/2;
%
GRCRPVD=(1.7*10^11/PRF)*exp((Psi1*log(2))/90);
GRCR5=(10^9.9/PRF)*exp((Psi1*log(2))/90);
%
if (Psi1==0)
if (RA/PRF<=GRCR4)
N=1/4;
C=0.67;
end
if (RA/PRF<=GRCRPVD) & (RA/PRF>GRCR4)
N=1/3;
C=0.057;
end
if (RA/PRF>GRCRPVD)
N=1/3;
C=0.1335;
end
end
%
if (Psi1>0) & (Psi1<90)
if (RA*cos(Psi)/PRF<=GRCR5)
N=1/4;
C=0.308+0.362*(cos(Psi))^(1/4);
end
if (RA*cos(Psi)/PRF<=GRCRPVD) & (RA*cos(Psi)/PRF>GRCR5)
N=1/3;
C=0.046+0.011*(cos(Psi))^(1/3);
end
if (RA*cos(Psi)/PRF>GRCRPVD)
N=1/3;
C=0.036+0.0975*(cos(Psi))^(1/3);
end
end
end

```

```

%
if (PSI1==90)
if (RA/PRF<=GR5)
N=1/4;
C=0.308;
end
if (RA/PRF<=GR5) & (RA/PRF>GR5)
N=1/3;
C=0.046;
end
if (RA/PRF>GR5)
N=1/3;
C=0.036;
end
end

NUPVD=C*(RA/(1+0.492/PRF))^N;
HHPVD=NUPVD*KTF/LPV;
HPVD2=(HPVD1+HHPVD)/2;

% PRINUDNA KONVEKCIJA

Lc=4*LPV*WPV/(2*LPV+2*WPV);

if vw>0

if alfa>90
alfa=180-alfa;
end
RE=vw*Lc/NIF;
FI=RE*PRF^(2/3)/(1+(0.0468/PRF)^(2/3))^(1/2);

if winflow==1

if alfa<40
Recr=(0.029*KTF/(0.01*(cos(alfa*pi/180))^0.72))^(1/0.19)/(PRF^(2/3)/...
(1+(0.0468/PRF)^(2/3))^(1/2));
else
Recr=(0.029*KTF/(0.023*(sin(alfa*pi/180))^-0.234))^(1/0.3)/(PRF^(2/3)/...
(1+(0.0468/PRF)^(2/3))^(1/2));
end
if RE>=Recr
HHPVD=0.029*KTF*FI^0.8*Lc^-1;
else
if alfa<40
HHPVD=0.01*FI^0.61*Lc^-1*(cos(alfa*pi/180))^0.72;
else
HHPVD=0.023*FI^0.5*Lc^-1*(sin(alfa*pi/180))^-0.234;
end
end

HHPVD2=(HHPVD1+HHPVD)/2;

else

if vw>3

if beta<45
L=LPV;
else
L=WPV;
end
ReL=vw*L/NIF;
HHPVD=0.037*ReL^(4/5)*PRF^(1/3)*KTF/L;
else
if alfa<40
Recr=(0.029*KTF/(0.01*(cos(alfa*pi/180))^0.72))^(1/0.19)/(PRF^(2/3)/...
(1+(0.0468/PRF)^(2/3))^(1/2));
else
Recr=(0.029*KTF/(0.023*(sin(alfa*pi/180))^-0.234))^(1/0.3)/(PRF^(2/3)/...
(1+(0.0468/PRF)^(2/3))^(1/2));
end
if RE>=Recr
HHPVD=0.029*KTF*FI^0.8*Lc^-1;

```



```

else
if alfa<40
HHCPVD=0.01*FI^0.61*Lc^-1*(cos(alfa*pi/180))^0.72;
else
HHCPVD=0.023*FI^0.5*Lc^-1*(sin(alfa*pi/180))^-0.234;
end
end
%
end
%
HCPVD2=(HCPVD1+HHCPVD)/2;
%
end
%
xc=4e5*NIF/vw;
%
if xc/Lc>=0.95
if winflow==1
HHCPVD=3.83*vw^0.5*Lc^-0.5;
else
HHCPVU=3.83*vw^0.5*Lc^-0.5;
end
else
if xc/Lc>0.05 & xc/Lc<0.95
if winflow==1
HHCPVD=5.74*vw^0.8*Lc^-0.2-16.46*Lc^-0.2;
else
HHCPVU=5.74*vw^0.8*Lc^-0.2-16.46*Lc^-0.2;
end
else
if winflow==1
HHCPVD=5.74*vw^0.8*Lc^-0.2;
else
HHCPVU=5.74*vw^0.8*Lc^-0.2;
end
end
end
%
if winflow==1
HCPVD2=(HCPVD1+HHCPVD)/2;
else
HCPVU2=(HCPVU1+HHCPVU)/2;
end
%
if beta<45
L=LpV;
else
L=WPV;
end
ReL=vw*L/NIF;
%
if PSI1==90
PSI=0;
end
if (RA*cos(PSI)/PRF)/ReL^2<=0.01
HUF2=HCPVU2;
HDF2=HCPVD2;
else
if (RA*cos(PSI)/PRF)/ReL^2>100
HUF2=HPVU2;
HDF2=HPVD2;
else
if winflow==1
if alfa<=90
HUF2=(HCPVU2^3+HPVU2^3)^(1/3);
HDF2=(HCPVD2^3+HPVD2^3)^(1/3);
else
HUF2=(HCPVU2^3-HPVU2^3)^(1/3);
HDF2=(HCPVD2^3-HPVD2^3)^(1/3);
end
else
if alfa<=90
HUF2=(HCPVU2^3+HPVU2^3)^(1/3);
HDF2=(HCPVD2^3+HPVD2^3)^(1/3);

```

```

else
HUF2=(HCPVU2^3+HPVU2^3)^(1/3);
HDF2=(HCPVD2^3+HPVD2^3)^(1/3);
end
end
end
end
else
HUF2=HPVU2;
HDF2=HPVD2;
end
TSKY=0.0552*TA^1.5;
TGRO=TA;
HHRPVU=EPVU*SIGMA*(TPV1+TSKY)*(TPV1^2+TSKY^2);
HRPVU2=(HRPVU1+HHRPVU)/2;
HHRPVD=EPVD*SIGMA*(TPV1+TGRO)*(TPV1^2+TGRO^2);
HRPVD2=(HRPVD1+HHRPVD)/2;
TPV=((1-ETAREF*(1+BETAREF*TREF))*ALFAS*G+(HUF2+HDF2)*TA+HRPVU2*0.0552*TA^1.5+...
HRPVD2*Tg)/(HUF2+HDF2+HRPVU2+HRPVD2-ETAREF*BETAREF*ALFAS*G);
if(J>300.)
disp(' ')
disp(' Postoji problem s uslovom za izlazak iz petlje ')
disp(' ili se radi o besmislenom unosu podataka !!! ')
disp(' ')
return
else
J=J+1;
fprintf(' J= %.1f\n',J)
end
end
TPV_C=TPV-273.157;
ETAEL=ETAREF*(1-BETAREF*(TPV-TREF));
PEL=ETAEL*ALFAS*G*SPV;
HPVUF=HUF2;
HRPVUF=HRPVU2;
HPVDF=HDF2;
HRPVDF=HRPVD2;
else
TPV_C=TA-273.157;
TPV=TA;
HPVUF=0;
HRPVUF=0;
HPVDF=0;
HRPVDF=0;
PEL=0;
end;
QPVUF=HPVUF*SPV*(TPV-TA);
QPVDF=HPVDF*SPV*(TPV-TA);
QRPVUF=HRPVUF*SPV*(TPV-0.0552*TA^1.5);
QRPVDF=HRPVDF*SPV*(TPV-TA);
QTOT=QPVUF+QRPVUF+QPVDF+QRPVDF;
Q=G*ALFAS*(1-ETAEL)/d;
%REZULTATI
fprintf(' Temperatura PV modula iznosi %f deg C ',TPV_C)
disp(' ')
fprintf(' Stepen iskoriscenja PV modula na...
temperaturi %f deg C, iznosi %f\n ',TPV_C,ETAEL)
disp(' ')
fprintf(' Elektricna snaga na prikljucnim krajevima PV modula iznosi %f W\n ',PEL)
disp(' ')
disp(' Koeficijent razmene toplote konvekcijom izmedju gornje ')
fprintf(' površine PV modula i vazduha iznosi %f W/(m^2*K)\n ',HPVUF)
disp(' ')

```

```

disp(' Koeficijent razmene toplote konvekcijom izmedju donje ')
fprintf(' površine PV modula i vazduha iznosi %f W/(m^2*K)\n ',HPVDF)
disp(' ')
disp(' Koeficijent razmene toplote zracenjem izmedju gornje ')
fprintf(' površine PV modula i ambijenta iznosi %f W/(m^2*K)\n ',HRPVUF)
disp(' ')
disp(' Koeficijent razmene toplote zracenjem izmedju donje ')
fprintf(' površine PV modula i ambijenta iznosi %f W/(m^2*K)\n ',HRPVDF)
disp(' ')
disp(' Ukupni fluks kojim se toplota razmenjuje konvekcijom i zracenjem izmedju ')
fprintf(' gornje i donje površine PV modula i ambijenta iznosi %f W\n ',QTOT)
disp(' ')
disp(' Zapreminska snaga izvora toplote lociranih u ')
fprintf(' solarim celijama PV modula iznosi %f W/m^3\n ',Q)
%
%*****
function [FUN]=KSCURVE(N,X,F,ARG)
%*****
%
% Kubni splajn interpolacija
%
%*****
format short e
%
FP1=1.e+031;
FPN=1.e+031;
%
[FD]=CUBSP1(X,F,N,FP1,FPN);
[FUN]=CUBSP2(X,F,FD,N,ARG);
%
return
%
%*****
function [FD]=CUBSP1(X,F,N,FP1,FPN)
%*****
%
% Kubni splajn interpolacija: nalazenje drugih izvoda interpolacione
% funkcije u tabeliranom nizu tacaka X
%
% X - Monotono rastuci niz tabeliranih tacaka
% F - Niz odgovarajucih vrednosti funkcije u tacaka X
% N - Broj tacaka (X,F) (dimenzija nizova X i F)
% FP1 - Vrednost prvog izvoda interpolacione funkcije u pocetnoj
% tacki X(1)
% FPN - Vrednost prvog izvoda interpolacione funkcije u krajnjoj
% tacki X(N)
% FD - Dobijeni niz drugih izvoda interpolacionog polinoma u nizu
% tabeliranih tacaka X
% Napomena: Ukoliko se zada da su FP1 i/ili FPN jednaki ili veci od
% 1.e+030 potprogram automatski uzima granicne uslove za
% prirodni splajn (drugi izvod jednak 0 u datoj granicnoj
% tacki)
%
%*****
format short e
%
if (FP1>0.99e+030)
FD(1)=0.;
G(1)=0.;
else
FD(1)=-0.5;
G(1)=(3./(X(2)-X(1)))*(F(2)-F(1))/(X(2)-X(1))-FP1);
end;
%
for K=2:1:N-1
POM=(X(K)-X(K-1))/(X(K+1)-X(K-1));
P=POM*FD(K-1)+2.;
FD(K)=(POM-1.)/P;
G(K)=(6.*(F(K+1)-F(K))/(X(K+1)-X(K))-F(K)-F(K-1))/(X(K)-X(K-...
1)))/(X(K+1)-X(K-1))-POM*G(K-1))/P;
end;
%
if (FPN>0.99e+030)
DN=0.;

```

```

GN=0.;
else
DN=0.5;
GN=(3./(X(N)-X(N-1)))*(FPN-(F(N)-F(N-1))/(X(N)-X(N-1)));
end;
%
%
FD(N)=(GN-DN*G(N-1))/(DN*FD(N-1)+1.);
%
%
for K=N-1:-1:1
FD(K)=FD(K)*FD(K+1)+G(K);
end;
%
%
return
%
%
*****
function [FUN]=CUBSP2(X,F,FD,N,ARG)
*****
%
%
%   Kubni splajn interpolacija: nalazenje interpolisane vrednosti
%   funkcije u zadatoj tacki X=ARG
%
%   X       - Monotono rastuci niz tabeliranih tacaka
%   F       - Niz odgovarajucih vrednosti funkcije u tackama X
%   FD      - Niz drugih izvoda interpolacionog polinoma u nizu
%             tabeliranih tacaka X (niz FD se dobija prethodnim
%             pozivanjem potprograma CUBSPL)
%   N       - Broj tacaka (X,F) (dimenzija nizova X, F i FD)
%   ARG     - Vrednost argumenta za koju se trazi interpolisana vrednost
%             funkcije
%   FUN     - Dobijena interpolisana vrednost funkcije u tacki X=ARG
%
%
%*****
format short e
%
%
KD=1;
KG=N;
while((KG-KD)>1.)
K=fix((KG+KD)/2.);
if(X(K)>ARG)
KG=K;
else
KD=K;
end;
end;
%
%
H=X(KG)-X(KD);
%
%
if(H==0)
disp('      U ulaznim podacima niz X nije monoton !!! ')
disp('      ')
disp('      ')
return
end;
%
%
A=(X(KG)-ARG)/H;
B=(ARG-X(KD))/H;
%
%
FUN=A*F(KD)+B*F(KG)+((A^3.-A)*FD(KD)+(B^3.-B)*FD(KG))*(H^2.)/6.;
%
%
return

```

Прилог Б: Карактеристике сувог ваздуха при нормалном атмосферском притиску*

T , К	ρ , kg/m ³	c_p , J/(kg·K)	$\mu \cdot 10^6$, kg/(m·s)	k_t , W/(m·K)	$\nu \cdot 10^6$, m ² /s	Pr, –	$\alpha_t \cdot 10^5$, m ² /s
250	1.413	1005	15.99	0.02227	11.316	0.722	1.5682
255	1.386	1005	16.25	0.02268	11.724	0.721	1.6282
260	1.359	1005	16.50	0.02308	12.141	0.719	1.6899
265	1.333	1005	16.75	0.02348	12.566	0.717	1.7527
270	1.308	1006	17.00	0.02388	12.997	0.716	1.8148
275	1.285	1006	17.26	0.02428	13.432	0.715	1.8782
280	1.261	1006	17.50	0.02467	13.878	0.713	1.9447
285	1.240	1006	17.74	0.02506	14.306	0.711	2.0089
290	1.218	1006	17.98	0.02547	14.762	0.710	2.0787
295	1.197	1006	18.22	0.02585	15.221	0.709	2.1467
300	1.177	1006	18.46	0.02624	15.684	0.708	2.2161
305	1.158	1006	18.70	0.02663	16.149	0.707	2.2859
310	1.139	1007	18.93	0.02701	16.620	0.705	2.3549
315	1.121	1007	19.15	0.02740	17.083	0.704	2.4273
320	1.103	1007	19.39	0.02778	17.579	0.703	2.5011
325	1.086	1008	19.63	0.02815	18.076	0.702	2.5715
330	1.070	1008	19.85	0.02853	18.551	0.701	2.6452
335	1.054	1008	20.08	0.02890	19.051	0.700	2.7202
340	1.038	1008	20.30	0.02928	19.557	0.699	2.7984
345	1.023	1009	20.52	0.02964	20.059	0.698	2.8715
350	1.008	1009	20.75	0.03003	20.585	0.697	2.9526
355	0.9945	1010	20.97	0.03039	21.086	0.696	3.0256
360	0.9805	1010	21.18	0.03078	21.601	0.695	3.1081
365	0.9672	1010	21.38	0.03114	22.105	0.694	3.1877
370	0.9539	1011	21.60	0.03150	22.644	0.693	3.2663
375	0.9413	1011	21.81	0.03186	23.170	0.692	3.3479
380	0.9288	1012	22.02	0.03223	23.708	0.691	3.4289
385	0.9169	1012	22.24	0.03259	24.256	0.690	3.5122
390	0.9050	1013	22.44	0.03295	24.796	0.690	3.5942

*Подаци преузети из [47]

11. ЛИТЕРАТУРА

- [1] **B. Perović**, J. Klimenta, D. Tasić, J. Peuteman, D. Klimenta, Lj. Anđelković: "Modeling the effect of the inclination angle on natural convection from a flat plate: the case of a photovoltaic module", *Thermal Science* 21(2), 2017, pp. 925-938
- [2] **B. Perović**, D. Klimenta, J. Radosavljević, M. Jevtić: "Analysis of the ambient temperature effect on the PV modules efficiency using empirical correlations for natural convection", *Proceedings of the 4th International Conference on Renewable Electrical Power Sources - ICREPS 16*, Belgrade, Serbia, October 2016, pp. 291-301
- [3] D. Klimenta, D. Četenović, **B. Perović**, J. Klimenta: "Modelling the passive cooling of roof-mounted PV modules by using the modified correlations for heat transfer coefficients due to wind-induced convection", *Proceedings of the 4th International Conference on Renewable Electrical Power Sources - ICREPS 16*, Belgrade, Serbia, October 2016, pp. 337-344
- [4] D. Klimenta, **B. Perović**, J. Klimenta, M. Jevtić: „Pasivno hlađenje PV panela: slučaj PV panela i solarnih dimnjaka integrisanih u krov stambene kuće“, *Zbornik radova sa XIII međunarodnog naučno-stručnog simpozijuma INFOTEH-JAHORINA*, Jahorina, Republika Srpska, BiH, Mart 2014, pp. 281-286
- [5] D. Klimenta, M. Jevtić, D. Tasic, M. Jevtić: "Analytical and numerical modeling of the effect of the tilt angle on natural convection from ETCs and PV panels", *Humanities and Science University Journal – Technics* 10, 2014, pp. 148-161
- [6] S. Mekhilef, R. Saidur, A. Safari: "A review on solar energy use in industries", *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 15(4), 2011, pp. 1777-1790
- [7] E. Skoplaki, J. A. Palyvos: "On the temperature dependence of photovoltaic module electrical performance: A review of efficiency/power correlations", *Solar energy* 83(5), 2009, pp. 614-624
- [8] E. Skoplaki, A. G. Boudouvis, J. A. Palyvos: "A simple correlation for the operating temperature of photovoltaic modules of arbitrary mounting", *Solar Energy Materials and Solar Cells* 92(11), 2008, pp. 1393-1402
- [9] M. Mattei, G. Notton, G. Cristofari, M. Muselli, P. Poggi: "Calculation of the polycrystalline PV module temperature using a simple method of energy balance", *Renewable Energy* 31(4), 2006, pp. 553-567
- [10] M. Ali, H. M. Ali, W. Moazzam, M. B. Saeed: "Performance enhancement of PV cells through micro-channel cooling", *AIMS Energy* 3(4), 2015, pp. 699-710
- [11] M. A. Bashir, H. M. Ali, S. Khalil, M. Ali, A. M. Siddiqui: "Comparison of performance measurements of photovoltaic modules during winter months in Taxila, Pakistan", *International Journal of Photoenergy*, 2014, pp. 1-8
- [12] H. M. Ali, M. A. Zahar, M. A. Bashir, A. Siddiqui: "Effect of dust deposition on the performance of photovoltaic modules in Taxila, Pakistan", *Thermal Science* 21(2), 2017, pp. 915-923
- [13] M. A. Bashir, H. M. Ali, M. Ali, A. Siddiqui: "An Experimental investigation of performance of photovoltaic modules in Pakistan", *Thermal Science* 19(2), 2015, pp. S525-S534

- [14] S. Armstrong, W. G. Hurley: "A thermal model for photovoltaic panels under varying atmospheric conditions", *Applied Thermal Engineering* 30(11-12), 2010, pp. 1488-1495
- [15] H. M. S. Hussein, G. E. Ahmad, H. H. El-Ghetany: "Performance evaluation of photovoltaic modules at different tilt angles and orientations", *Energy Conversion and Management* 45(15-16), 2004, pp. 2441-2452
- [16] C. Y. Warner, V. S. Arpaci: "An experimental investigation of turbulent natural convection in air at low pressure along a vertical heated flat plate", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 11(3), 1968, pp. 397-406
- [17] K.-E. Hassan, S. A. Mohamed: "Natural convection from isothermal flat surfaces", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 13(12), 1970, pp. 1873-1886
- [18] T. Fujii, H. Imura: "Natural convection from a plate with arbitrary inclination", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 15(4), 1972, pp. 755-764
- [19] C.-K. Lim, J.-H. Heo, B.-J. Chung: "Natural convection heat transfer on inclined plates", *Transactions of the KSME B* 35(7), 2011, pp. 701-708
- [20] M.-H. Lin, C.-T. Chen: "Numerical study of thermal instability in mixed convection flow over horizontal and inclined surfaces", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 45(8), 2002, pp. 1595-1603
- [21] J. J. Wei, B. Yu, Y. Kawaguchi: "Simultaneous natural-convection heat transfer above and below an isothermal horizontal thin plate", *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications* 44(1), 2003, pp. 39-58
- [22] M. Corcione, E. Habib, A. Campo: "Natural convection from inclined plates to gases and liquids when both sides are uniformly heated at the same temperature", *International Journal of Thermal Sciences* 50(8), 2011, pp. 1405-1416
- [23] J. P. Holman: "Heat Transfer", (McGraw-Hill, New York, USA, 1997, 8th edn.)
- [24] V. S. Arpaci, A. Selamet, S.-H. Kao: "Introduction to Heat Transfer", (Prentice Hall, Upper Saddle River, USA, 1999, 1th edn.)
- [25] P. S. Larsen, V. S. Arpaci: "On the similarity solutions to laminar natural convection boundary layers", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 29(2), 1986, pp. 342-344
- [26] V. S. Arpaci: "Microscales of turbulence and heat transfer correlations", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 29(8), 1986, pp. 1071-1078
- [27] W. H. McAdams: "Heat Transmission", (McGraw-Hill, New York, USA, 1954, 3rd edn.)
- [28] W. Nusselt, W. Jürges: "Die kühlung einer ebenen wand durch einen luftstrom (The cooling of a plane wall by an air flow)", *Gesundheits Ingenieur* 52(45), 1922, pp. 641-642
- [29] J. H. Watmuff, W. W. S. Charters, D. Proctor: "Solar and wind induced external coefficients for solar collectors", *Comptes. Int. Rev. d'Hellio Tech.* 2, 1977, pp. 56
- [30] W. Jürges: "Der wärmeübergang an einer ebenen Wand (Heat transfer at a plane wall)", (Beih. z. Gesundh.- Ing., Oldenbourg, 1924)
- [31] A. A. Kendoush: "Theoretical analysis of heat and mass transfer to fluids flowing across a flat plate", *International Journal of Thermal Sciences* 48(1), 2006, pp. 188-194
- [32] E. M. Sparrow, K. K. Tien: "Forced convection heat transfer at an inclined and yawed square plate – application to solar collectors", *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer* 99(4), 1977, pp. 507-512

- [33] E. M. Sparrow, J. W. Ramsey, E. A. Mass: "Effect of finite width on heat transfer and fluid flow about an inclined rectangular plate", *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer* 101(2), 1979, pp. 199-204
- [34] S. Shakerin: "Wind-related heat transfer coefficient for flat-plate solar collectors", *Transactions of the ASME, Journal of Solar Energy Engineering* 109(2), 1987, pp. 108-110
- [35] O. Turgut, N. Onur: "Three dimensional numerical and experimental study of forced convection heat transfer on solar collector surface", *International Communications in Heat and Mass Transfer* 36(3), 2009, pp. 274-279
- [36] D. G. Motwani, U. N. Gaitonde, S. P. Sukhatme: "Heat transfer from rectangular plates inclined at different angles of attack and yaw to an air stream", *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer* 107(2), 1985, pp. 307-312
- [37] S. A. Abdel-Moneim: "An experimental study of heat transfer in a turbulent flow over an inclined flat plate", *Proceedings of the 5th Int. Conference of Energy and Environment, Cairo, Egypt, 1996*, pp. 211-223
- [38] E. Sartori: "Convection coefficient equations for forced air flow over flat surfaces", *Solar Energy* 80(9), 2006, pp. 1063–1071
- [39] J. L. Francey, J. Papaioannou: "Wind related losses of a flat plate collector", *Solar Energy* 35(1), 1985, pp. 15-19
- [40] R. J. Kind, D. H. Gladstone, A. D. Moizer: "Convective heat losses from flat-plate solar collectors in turbulent winds", *Transactions of the ASME, Journal of Solar Energy Engineering* 105(1), 1983, pp. 80-85
- [41] C. Mahboub, N. Moumami, A. Moumami, S. Youcef-Ali: "Effect of angle of attack on the wind convection coefficient", *Solar Energy* 85(5), 2011, pp. 776-780
- [42] N. Onur: "Forced convection heat transfer from a flat-plate model collector on roof of a model house", *Heat and Mass Transfer* 28(3), 1993, pp. 141-145
- [43] S. Sharples, P. S. Charlesworth: "Full-scale measurements of wind-induced convective heat transfer from a roof-mounted flat plate solar collector", *Solar Energy* 62(2), 1998, pp. 69-77
- [44] I. P. Warneford: "Natural convection from an inclined flat plate", PhD thesis, University of Nottingham, 1975
- [45] K. S. Chang, C. J. Choi, C. H. Cho: "Laminar natural convection heat transfer from sharp-edged horizontal bars with flow separation", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 31(6), 1988, pp. 1177-1187
- [46] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman, A. S. Lavine: "Fundamentals of Heat and Mass Transfer", (John Wiley & Sons Inc., New York, USA, 2007, 6th edn.)
- [47] D. Klimenta: "Terminički procesi u elektroenergetici – opšti deo", (Fakultet tehničkih nauka u Kosovskoj Mitrovici, Kosovska Mitrovica, Srbija, 2012, I izdanje)
- [48] A. F. Mills: "Heat Transfer", (McGraw-Hill, New York, USA, 1992, 1th edn.)
- [49] H. Sturm, G. Dumstorff, P. Busche, D. Westermann, W. Lang: "Boundary layer separation and reattachment detection on airfoils by thermal flow sensors", *Sensors* 12(11), 2012, pp. 14292-14306
- [50] H. Stöcker: "Taschenbuch der Physik", (Verlag Harri Deutsch, Frankfurt am Main, Germany, 2007, 5th edn.)

- [51] J.-H. Heo, B.-J. Chung: "Natural convection heat transfer on the outer surface of inclined cylinders", *Chemical Engineering Science*, 73, 2012, pp. 366-372
- [52] G. D. Raithby, K. G. T. Hollands: "Natural Convection", in Rohsenow, W. M., Hartnett, J. P., Cho, Y. I. (Ed.): "Handbook of Heat Transfer", (McGraw-Hill, New York, USA, 1998, 3rd edn.), pp. 4.1-4.99
- [53] V. G. Levich: "Physicochemical Hydrodynamics", (Prentice-Hall, Englewood Cliffs, USA, 1962, 2nd edn.)
- [54] J. R. Selman, C. W. Tobias: "Mass transfer measurement by the limiting current technique", *Advances in Chemical Engineering*, 10, 1978, pp. 211–318
- [55] W. E. Stewart: "Experimental free convection from an inclined cylinder", *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer* 103(4), 1981, pp. 817-819
- [56] G. U. Kang, B. J. Chung: "Experiments on natural convection on the outer surface of a vertical pipe by using fluids with high Pr number", *Transactions of the KSME B* 35(1), 2011, pp. 33-42
- [57] J. R. Lloyd, E. M. Sparrow: "On the instability of natural convection flow on inclined and vertical surfaces", *Journal of Fluid Mechanics* 42(3), 1970, pp. 465-470
- [58] J. R. Lloyd, E. M. Sparrow, E. R. G. Eckert: "Laminar, transition and turbulent natural convection adjacent to inclined and vertical surfaces", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 15(3), 1972, pp. 457-473
- [59] W. Z. Black, J. K. Norris: "The thermal structure of free convection turbulence from inclined isothermal surfaces and its influence on heat transfer", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 18(1), 1975, pp. 43-50
- [60] E. R. G. Eckert, E. Soehngen: "Interferometric studies on the stability and transition to turbulence of a free convection boundary layer", *Proceedings of General Discussion, Heat Transfer ASME-IME*, London, England, September 1951, pp. 321-323
- [61] G. S. H. Lock, C. Gort, G. R. Pond: "A Study of instability in free convection from an inclined plate", *Applied Scientific Research* 18(1), 1968, pp. 171-182
- [62] S. W. Churchill, H. H. S. Chu: "Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 18(11), 1975, pp. 1323-1329
- [63] B. R. Rich: "An investigation of heat transfer from an inclined flat plate in free convection", *Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer*, 75, 1953, pp. 489-499
- [64] M. Al-Arabi, Y. K. Salman: "Laminar natural convection heat transfer from an inclined cylinder", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 23(1), 1980, pp. 45-51
- [65] M. Al-Arabi, B. Sakr: "Natural convection heat transfer from inclined isothermal plates", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 31(3), 1988, pp. 559-566
- [66] J. A. Palyvos: "A survey of wind convection coefficient correlations for building envelope energy systems modeling", *Applied Thermal Engineering* 28(8-9), 2008, pp. 801-808
- [67] V. K. Agarwal, D. C. Larson: "Calculation of the top loss coefficient of a flat-plate collector", *Solar Energy* 27(1), 1981, pp. 69-71
- [68] R. G. Sam, R. C. Lessmann, F. L. Test: "An experimental study of flow over a rectangular body", *Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering* 101(4), 1985, pp. 443-448

- [69] I. M. Robertson, J. B. Wedding, J. A. Peterka, J. E. Cermak: "Wall pressures of separation-reattachmet flow on a square prism in uniform flow", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 2(4), 1978, pp. 345-359
- [70] F. H. Abernathy: "Flow over an inclined plate", *Transactions of the ASME, Journal of Basic Engineering* 84(3), 1962, pp. 380-388
- [71] T. Ota, M. Itasaka: "A separated and reattached flow on a blunt flat plate", *Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering* 98(1), 1976, pp. 79-84
- [72] A. Fage, F. C. Johansen: "On the flow of air behind an inclined flat plate of infinite span", *Proceedings of the Royal Society of London. Series A* 116(773), 1927, pp. 170-197
- [73] M. K. Fuentes: "A simplified thermal model for flat-plate photovoltaic arrays", SANDIA report no. SAND-85-0330, Albuquerque, USA, 1987
- [74] S. Whitaker: "Forced convection heat transfer correlations for flow in pipes, past flat plates, single cylinders, single spheres, and for flow in packed beds and tube bundles", *AIChE Journal* 18(2), 1972, pp. 361-371
- [75] S. W. Churchill: "A comprehensive correlating equation for forced convection from flat plates", *AIChE Journal* 22(2), 1976, pp. 264-268
- [76] K. K. Tien, E. M. Sparrow: "Local heat transfer and fluid flow characteristics for airflow oblique or normal to a square plate", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 22(3), 1979, pp. 349-360
- [77] A. R. El-Shamy, R. Y. Sakr, N. S. Berbish, M. H. Messra: "Experimental and numerical study of forced convection heat transfer from an inclined heated plate placed beneath a porous medium", *Proceedings of the Al-Azhar engineering ninth international conference, Cairo, Egypt, April 2007*, pp. 187-210
- [78] O. Turgut, N. Onur: "An experimental and three dimensional numerical study on the wind-related heat transfer from a rectangular flat plate model collector flush mounted on the roof of a model house", *Heat and Mass Transfer* 46(11-12), 2010, pp. 1345-1354
- [79] P. M. Vasant: "Meta-Heuristics Optimization Algorithms in Engineering, Business, Economics, and Finance", (IGI Global, Hershey, 2012, 1st edn.)
- [80] H. Schlichting: "Boundary-Layer Theory", (McGraw-Hill, New York, USA, 2004, 8th edn.)
- [81] J. H. Lienhard: "A Heat Transfer Textbook", (Prentice Hall, Englewood Cliffs, USA, 1981, 1st edn.)
- [82] G. Thomaidis, J. A. Palyvos, N. G. Koumoutsos: "The influence of the wind on the efficiency of the flat-plate solar collector", *Proceedings of the 1st National Conference on "Soft Energies"*, Institute of Solar Engineering, Salonica, Greece, October, 1982, pp. 1-15.
- [83] W. Kays, M. Crawford, B. Weigan: "Convective Heat and Mass Transport", (McGraw Hill, Singapore, 2005, 4th edn.)
- [84] W. C. Reynolds, W. M. Kays, S. Kline: "Turbulent incompressible boundary layer. III - Arbitrary wall temperature and heat flux", *NASA memorandum 12-3-58W*, Washington, 1958
- [85] H. W. Coleman, W. G. Steele: "Experimentation, validation, and uncertainty analysis for engineers", (John Wiley & Sons, Hoboken, USA, 2009, 3rd edn.)
- [86] S. E. G. Jayamaha, N. E. Wijesundera, S. K. Chou: "Measurement of the heat transfer coefficient for walls", *Building and Environment* 31(5), 1996, pp. 399-407

- [87] E. Kaplani, S. Kaplanis: "Thermal modelling and experimental assessment of the dependence of PV module temperature on wind velocity and direction, module orientation and inclination", *Solar Energy*, 107, 2014, pp. 443-460
- [88] E. Pohlhausen: "Der wärmeaustausch zwischen festen körpern und flüssigkeiten mit kleiner reibung und kleiner wärmeleitung", *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 1(2), 1921, pp. 115-121.
- [89] O. Krischer: "Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik", (Springer-Verlag, Berlin, 1963)
- [90] Y. Çengel: "Introduction to Thermodynamics and Heat Transfer", (McGraw-Hill, New York, USA, 2008, 2nd edn.)
- [91] G. Notton, C. Cristofari, M. Mattei, P. Poggio: "Modelling of a double-glass photovoltaic module using finite differences", *Applied Thermal Engineering* 25(17-18), 2005, pp. 2854-2877
- [92] A. Rao, M. Mani: "Evaluating the nature and significance of ambient wind regimes on solar photovoltaic system performance", *Proceedings of the Building Simulation Applications Conference, Bozen-Bolzano, Italy, January 30-February 1, 2013*
- [93] L. Adelard, F. Pignolet-Tardan, T. Mara, P. Lauret, F. Garde, H. Boyer: "Sky temperature modelisation and applications in building simulation", *Renewable Energy* 15(1-4), 1998, pp. 418-430
- [94] A. Whillier: "Design Factors Influencing Solar Collectors", chapter III in R. C. Jordan, (Ed.): "Low Temperature Engineering Applications of Solar Energy ", (ASHRAE, New York, USA, 1967, 1st edn.), pp. 27-40
- [95] W. C. Swinbank: "Long-wave radiation from clear skies", *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society* 89(381), 1963, pp. 339-348
- [96] M. Dagueneat: "Les Séchoirs Solaires: Théorie et Pratique", UNESCO, 1985
- [97] M. Centeno: "New formulae for the equivalent night sky emissivity", *Solar Energy*, 28, 1982, pp. 489-498
- [98] S. Algarni, D. Nutter: "Survey of Sky Effective Temperature Models Applicable to Building Envelope Radiant Heat Transfer", ASHRAE Report AT-15-029, New York, USA, 2015
- [99] B. Ouhammou, M. Aggour, B. Daouchi, and A. Frimane: "Theoretical multi node numerical model for thermal solar collector with forced circulation", *International Journal of Innovation and Applied Studies* 14(2), 2016, pp. 288-296
- [100] N. Martín, J. M. Ruiz: "Annual Angular Reflection Losses in PV Modules", *Progress in photovoltaics: research and applications* 13(75-84), 2005, pp. 75-84
- [101] M. Umihanić: "Uticaj prostorne orijentacije fotonaponskog sistema na proizvodnju električne energije", *TEHNIKA – ELEKTROTEHNIKA* 64(2), 2015, pp. 291-296
- [102] G. N. Tiwari, S. Dubey: "Fundamentals of photovoltaic modules and their applications", (Royal Society of Chemistry, Cambridge, 2010)
- [103] K. Ali, S. A. Khan, M. Z. Mat Jafri: "Effect of Double Layer (SiO₂/TiO₂) Anti-reflective Coating on Silicon Solar Cells", *Int. J. Electrochem. Sci.* 9, 2014, pp. 7865-7874
- [104] D. L. Evans, L. W. Florschuetz: "Cost studies on terrestrial photovoltaic power systems with sunlight concentration correlations", *Solar energy*, 19, 1977, pp. 255-262

- [105] M. Bazilian, D. Prasad: "Modelling of a photovoltaic heat recovery system and its role in a design decision support tool for building professionals", *Renewable Energy* 27, 2002, pp. 57-68
- [106] W. Durisch, J. Urban, G. Smestad: "Characterisation of solar cells and modules under actual operating conditions", *Renewable Energy* 8, 1996, pp. 359-366
- [107] H. D. Mohring, D. Stellbogen, R. Schäffler, S. Oelting, R. Gegenwart, P. Konttinen, T. Carlsson, M. Cendagorta, W. Hermann: "Outdoor performance of polycrystalline thin film PV modules in different European climates" *Proceedings of 19th EC Photovoltaic Solar Energy Conference, Paris, France, June 2004, presentation 5CO.3.1.*
- [108] N. M. Ravindra, V. K. Srivastava: "Temperature dependence of the maximum theoretical efficiency in solar cells", *Solar Cells* 1, 1979/80, pp. 107-109
- [109] N. Aste, G. Chiesa, F. Verri: "Design, development and performance monitoring of a photovoltaic-thermal (PVT) air collector", *Renewable Energy* 33, 2008, pp. 914-927
- [110] M. D. Siegel, S. A. Klein, W. A. Beckman: "A simplified method for estimating the monthly-average performance of photovoltaic systems", *Solar Energy* 26, 1981, pp. 413-418
- [111] D. L. Evans: "Simplified method for predicting photovoltaic array output", *Solar Energy* 27, 1981, pp. 555-560
- [112] W. R. Anis, R. P. Mertens, R. J. van Overstraeten: "Calculation of solar cell operating temperature in a flat plate PV array", *Proceedings of Fifth EC Photovoltaic Solar Energy Conference, Athens, Greece, October 1981, pp. 520-524*
- [113] J. A. Duffie, W. A. Beckman: "Solar Energy Thermal Processes", (Wiley, Hoboken, USA, 2006, 3rd edn.)
- [114] T. Hove: "A method for predicting long-term average performance of photovoltaic systems", *Renewable Energy* 21, 2000, pp. 207-229
- [115] T. Yamaguchi, Y. Okamoto, M. Taberi: "Investigation on abundant photovoltaic power generated by 40 kW PV system in Wakayama National College of Technology" *Solar Energy Materials and Solar Cells* 75, 2003, pp. 597-601
- [116] H. G. Beyer, J. Bethke, A. Drews, D. Heinemann, E. Lorenz, G. Heilscher, S. Bofinger: "Identification of a general model for the MPP performance of PV-modules for the application in a procedure for the performance check of grid connected systems" *Proceedings of 19th EC Photovoltaic Solar Energy Conference, Paris, France, June 2004, pp. 520-524*
- [117] CLEFS CEA: "Influence of temperature on photovoltaic module efficiency", CLEFS CEA – No. 50/51 – Winter 2004-2005, pp. 119
- [118] I. Babić: "Modelovanje uticaja vremenskog profila solarnog zračenja na efekte rada fotonaponskih sistema u elektroenergetskom sistemu", doktorska disertacija Elektrotehnički fakultet, Beograd, 2016
- [119] E. Yablonovitch, O. D. Miller, S. R. Kurtz: "The opto-electronic physics that broke the efficiency limit in solar cells", *Proceedings of the 38th IEEE Photovoltaic Specialists Conference, Austin, SAD, June, 2012, pp. 1556-1559*
- [120] Ž. Adamović, **B. Perović**, M. Vulović, S. Vulović: "Solarne tehnologije. Solarni toplotni sistemi solarne elektrane, dijagnostika", (Društvo za tehničku dijagnostiku Srbije, Beograd, Srbija, 2014, I izdanje)

- [121] A. Q. Jakhiani, A. K. Othman, A. R. H. Rigit, S. R. Samo: "Comparison of solar photovoltaic module temperature models", *World Applied Sciences Journal*, 14, 2011, pp. 1-8
- [122] E. A. Sjerps-Koomen, E. A. Alsema, W. C. Turkenburg: "A simple model for PV reflection losses under field conditions", *Solar Energy* 57(6), 1996, pp. 421-132
- [123] R. Preu, G. Kleiss, K. Reiche, K. Bucher: "PV-module reflection losses: measurement, simulation and influence on energy yield and performance ratio", *Proceedings of the 13th European Photovoltaic Solar Energy Conference*, Nice, France, October, 1995
- [124] L. Weiss, M. Amara, C. Ménézo: "Impact of radiative - heat transfer on photovoltaic module temperature", *Progress in Photovoltaics: Research and Applications* 24(1), 2016, pp. 12-27
- [125] B. Lee, J. Z. Liu, B. Sun, C. Y. Shen, G. C. Dai: "Thermally conductive and electrically insulating EVA composite encapsulants for solar photovoltaic (PV) cell", *eXPRESS Polymer Letters* 2(5), 2008, pp. 357-363
- [126] Y. Lee, A. A. O. Tay: "Finite element thermal analysis of a solar photovoltaic module", *Energy Procedia*, 15, 2012, pp. 413-420
- [127] A. O. Tanuwijava, C. J. Ho, C.-M. Lai, C.-Y. Huang: "Numerical investigation of the thermal management performance of MEPCM modules for PV applications", *Energies* 6 (8), 2013, pp. 3922-3936
- [128] D. Klimenta: "Prilog analizi procesa razmene toplote kod podzemnih visokonaponskih kablova metodom konačnih elemenata – optimalno upravljanje ambijentnim uslovima na toplotno kritičnim mestima", *Doktorska disertacija*, Elektrotehnički fakultet, Beograd 2007
- [129] N. Peter, O. E. Kabu, K. Stephen, A. Deku: "3D finite element method modeling and simulation of the temperature of crystalline photovoltaic module", *International Journal of Research in Engineering and Technology* 4(9), 2015, pp. 378-384
- [130] J. W. Stultz, L. Wen: "Thermal performance testing and analysis of photovoltaic modules in natural sunlight", *LSSA Project Task Report 5101-31*, Pasadena, USA, 1981
- [131] R. G. Ross: "Flat-plate photovoltaic array design optimization", *Proceedings of the 14th IEEE Photovoltaic Specialists Conference*, San Diego, USA, January 1980, pp. 1126-1132
- [132] M. W. Davis, B. P. Dougherty, A. H. Fanney: "Prediction of building integrated photovoltaic cell temperatures", *Transactions of the ASME, Journal of Solar Energy Engineering* 123(3), 2001, pp. 200–210
- [133] D. L. King, W. E. Boyson, J. A. Kratochvil: "Photovoltaic array performance model", *SANDIA report no. SAND2004-3535*, Albuquerque, USA, 2004
- [134] T. Denoix, M. Sechilariu, F. Locment, "Experimental comparison of photovoltaic panel operating cell temperature models", *Proceedings of the 40th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society - IECON 2014*, Dallas, USA, October 29- November 1, 2014, pp. 2089-2095
- [135] A. Date, R. Singh, A. Date, A. Akbarzadeh, "Cooling of Solar Cells by Chimney-Induced Natural Draft of Air", *Proceedings, 48th AuSES Annual Conference (Solar2010)*, Canberra, ACT, Australia, 2010

- [136] S. Nižetić, F. Grubišić-Čabo, I. Marinić-Kragić, A. M. Papadopoulos: "Experimental and numerical investigation of a backside convective cooling mechanism on photovoltaic panels", *Energy*, 111, 2016, pp. 211-225
- [137] E. A. Kouadri Boudjelthia, M. L. Abbas, S. Semaoui, K. Kerkouche, H. Zeraïa, R. Yaïche: "Role of the wind speed in the evolution of the temperature of the PV module: Comparison of prediction models", *Revue des Energies Renouvelables* 19(1), 2016, pp. 119-126
- [138] G. M. Tina, R. Abate: "Experimental verification of thermal behaviour of photovoltaic modules", *Proceedings of the 14th IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference - MELECON 2008, Ajaccio, France, May 2008*, pp. 579-584
- [139] J. Zhou, Q. Yi, Y. Wang, Z. Ye: "Temperature distribution of photovoltaic module based on finite element simulation", *Solar Energy*, 111, 2015, pp. 97-103
- [140] M. A. Palacio Vega, O. M. González López, A. R. Martínez Guarín: "Estimation of the surface temperature of a photovoltaic panel through a radiation-natural convection heat transfer model in matlab simulink", *Proceedings of the ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress and Exposition - IMECE2016, Phoenix, USA, November 2016*, pp. 1-8
- [141] D. Faiman: "Assessing the outdoor operating temperature of photovoltaic modules", *Progress in Photovoltaics: Research and Applications* 16(4), 2008, pp. 307-315
- [142] J. Mikulović, Ž. Đurišić, R. Kostić: "Određivanje optimalnih nagibnih uglova fotonaponskih panela", *Zbornik radova sa XII međunarodnog naučno-stručnog simpozijuma INFOTEH-JAHORINA, Jahorina, Republika Srpska, BiH, Mart 2013*, pp. 243-248

Биографија кандидата

Бојан Перовић рођен је 4.11.1988. године у селу Прелез код Зубиног Потока. Средњу школу завршио је у Зубином Потоку као ђак генерације. Поводом 20-годишњице оснивања општине Зубин Поток, добио је плакету за допринос њеном развоју. Основне и дипломске-мастер академске студије Електроенергетике завршио је 2011. и 2012. године на Факултету техничких наука у Косовској Митровици. Студијски програм докторских студија Електротехничког и рачунарског инжењерства Факултета техничких наука у Косовској Митровици уписао је 2012. године и исти завршио с просечном оценом 10. Од 15. марта 2012. до 15. априла 2013. године радио је као сарадник у настави на Факултету техничких наука у Косовској Митровици. На истом факултету, од 15. априла 2013. године до данас обавља послове асистента-сарадника, тј. држи нумеричке и софтверско-апликативне вежбе. Учесник је националног научно-истраживачког пројекта финансираног од стране Владе Р. Србије, под називом „Развој модела мале хидроелектране за изоловано напајање рибњака и микро мреже са различитим обновљивим изворима енергије“ (ТР 33046). Области интересовања Бојана Перовића су: обновљиви извори енергије, енергетска ефикасност, соларна енергија, термички процеси у електроенергетици и техника електроенергетских каблова. Аутор и коаутор је већег броја журналских и конференцијских радова националног и међународног значаја.

Изјава о ауторству

Потписани: Бојан Перовић

Број индекса: 1/2012

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

„Моделирање утицаја угла инклинације на енергетску ефикасност фотонапонских модула применом емпиријских корелација“

- резултат сопственог истраживачког рада,
- да предложена дисертација у целини или у деловима није била предложена за добијање било које дипломе на студијским програмима других високошколских установа,
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио ауторска права и користио интелектуалну својину других лица.

Потпис докторанда

У Косовској Митровици, 07.06.2018.

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторске дисертације

Име и презиме аутора: Бојан Перовић

Број индекса: 1/2012

Студијски програм: Елетротехничко и рачунарско инжењерство

Наслов докторске дисертације:

„Моделирање утицаја угла инклинације на енергетску ефикасност фотонапонских модула применом емпиријских корелација“

Ментор: проф. др Дардан Климента

Потписани: Бојан Перовић

Изјављујем да је штампана верзија моје докторске дисертације истоветна електронској верзији коју сам предао за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци у вези са добијањем академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране докторске дисертације.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици.

Потпис докторанда

У Косовској Митровици, 07.06.2018.

Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици унесе моју докторску дисертацију под насловом:

„Моделирање утицаја угла инклинације на енергетску ефикасност фотонапонских модула применом емпиријских корелација“,

која је моје ауторско дело.

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

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигитални репозиторијум Универзитета у Приштини са привременим седиштем у Косовској Митровици могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (енг. *Creative Commons*) за коју сам се одлучио.

1. Ауторство
2. Ауторство – некомерцијално
3. Ауторство – некомерцијално – без прераде
4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима
5. Ауторство – без прераде
6. Ауторство – делити под истим условима

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци; кратак опис лиценци дат је на полеђини листа).

Потпис докторанда

У Косовској Митровици, 07.06.2018.

1. Ауторство – дозвољавате 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. Дозвољава 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 прераде. Дозвољава 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 ограничава се највећи обим права коришћења дела.
4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима. Дозвољава 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 прераду.
5. Ауторство – без прераде. Дозвољава 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. Дозвољава умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераду, 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 прераду. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.