

УНИВЕРЗИТЕТ У БЕОГРАДУ

МАШИНСКИ ФАКУЛТЕТ

Александар Р. Милићевић

**МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ И
ОПТИМИЗАЦИЈА ПРОЦЕСА У
ЛОЖИШТУ НА СПРАШЕНИ УГАЉ ПРИ
ДИРЕКТНОМ КОСАГОРЕВАЊУ СА
БИОМАСОМ**

докторска дисертација

Београд, 2018

UNIVERSITY OF BELGRADE
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

Aleksandar R. Milićević

**MATHEMATICAL MODELLING AND
OPTIMIZATION OF PROCESSES IN A
PULVERIZED COAL-FIRED FURNACE
DURING DIRECT CO-FIRING WITH
BIOMASS**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2018

ПОДАЦИ О МЕНТОРУ И ЧЛАНОВИМА КОМИСИЈЕ

Ментор докторске дисертације:

др Драган Туцаковић, редовни професор,
Универзитет у Београду, Машински факултет

Чланови комисије:

др Драган Туцаковић, редовни професор,
Универзитет у Београду, Машински факултет

др Драгослава Стојиљковић, редовни професор,
Универзитет у Београду, Машински факултет

др Горан Ступар, доцент,
Универзитет у Београду, Машински факултет

др Срђан Белошевић, научни саветник,
Универзитет у Београду, Институт за нуклеарне науке „Винча”

др Ненад Црномарковић, научни сарадник,
Универзитет у Београду, Институт за нуклеарне науке „Винча”

Датум одбране:

***„Образован је онај који има образа и
богат је онај који има Бога у себи”***

(Свети Владика Николај Велимировић)

Посвећујем породици

ЗАХВАЛНИЦА

Ова дисертација је резултат рада у оквиру пројекта ТР-33018 „Повећање енергетске и еколошке ефикасности процеса у ложишту за угљени прах и оптимизација излазне грејне површине енергетског парног котла применом сопствених софтверских алата”, финансираног од стране Министарства просвете, науке и технолошког развоја Републике Србије.

Неизмерно се захваљујем свом ментору проф. др Драгану Туцаковићу на стручној помоћи, корисним сугестијама и несебичној подршци током израде докторске дисертације. Посебно се захваљујем др Срђану Белошевићу, коментору из Института „Винча” и руководиоцу пројекта на којем сам сарадник, на активном учешћу, пруженој помоћи и усмеравању у свим фазама израде рада, као и у његовом ефикасном завршетку.

Проф. др Драгослави Стојиљковић се захваљујем на критичким запажањима и снажној стручној подршци који су значајно допринели квалитетном обликовању ове докторске дисертације. Др Ненаду Црномарковићу дугујем захвалност на изузетној сарадњи и бројним дискусијама у току израде рада. Захваљујем се др Горану Ступару на разумевању и корисним саветима након детаљног прегледа докторске дисертације.

Велику захвалност дугујем Лабораторији за термотехнику и енергетику Института за нуклеарне науке „Винча” што ми је омогућила услове за израду докторске дисертације, као и свим својим дивним колегама и пријатељима.

Мојим родитељима сам вечно захвалан на пруженој љубави и вери, тим покретачким снагама којим се осмишљава и све остало у животу: и савест, и слобода, и породица, и патриотизам, и правна свест, и наука и др. Велику захвалност дугујем својој жени на бескрајној подршци у току израде докторске дисертације, као и у сваком тренутку нашег заједничког живота.

Београд, јул 2018.

Александар Р. Милићевић

МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ И ОПТИМИЗАЦИЈА ПРОЦЕСА У ЛОЖИШТУ НА СПРАШЕНИ УГАЉ ПРИ ДИРЕКТНОМ КОСАГОРЕВАЊУ СА БИОМАСОМ

Резиме

Коришћењем фосилних горива у енергетске сврхе долази до непрестаног повећања концентрације CO_2 , CO , SO_x , NO_x и других штетних оксида у атмосфери који доводе до појаве глобалног загревања, тј. ефекта „стаклене баште”, и других нежељених утицаја, као што су киселе кише и фотохемијски смог. Главна мотивација за косагоревање угља са биомасом је смањење емисије CO_2 као такозваног гаса стаклене баште који има највећи утицај на глобално загревање, али се може допринети и редукцији емисија SO_x и NO_x , зависно од састава горива. Косагоревање угља и биомасе у котловима на угаљ за производњу електричне енергије представља ефикасну и исплативу опцију која доприноси и искоришћењу биомасе као обновљивог извора енергије.

Технологија косагоревања чврстих горива се може извести на више начина, али генерално постоје три основна концепта: директно, индиректно и паралелно косагоревање. Директно косагоревање, које подразумева истовремено сагоревање два или више горива у истом ложишту, најчешћа је опција за косагоревање биомасе и угља, углавном услед најнижих трошкова увођења косагоревања у постојећа термоенергетска постројења на угаљ у односу на остала два технолошка решења. Захваљујући чињеници да се за производњу електричне енергије угаљ користи углавном у својој спрашеној форми, нагласак је на косагоревању спрашене биомасе и угља.

Двофазна вишекомпонентна турбулентна струјања са процесима сагоревања горива су изузетно сложена, са мноштвом међусобно спрегнутих утицаја. Сложеност струјања, комплексност постројења, недостатак мерне опреме и цена, често онемогућавају, односно отежавају експериментална испитивања. Због тога се приступа развоју и примени математичких модела базираних на теоријским разматрањима физичких и хемијских процеса, и емпиријским вредностима добијеним на основу експерименталних испитивања. Значајна мотивација је и што

управо рад на развоју сопственог комплексног модела процеса представља најбољи начин за стицање знања и искустава у области моделирања и нумеричких симулација.

Основни циљ ове докторске дисертације је развити сопствени диференцијални математички модел и компјутерски код за предвиђање и нумеричку симулацију турбулентних транспортних процеса и хемијских реакција у ложишту при директном косагоревању спрашеног угља са биомасом. Такође, циљеви истраживања предвиђени дисертацијом обухватају нумеричку анализу и оптимизацију поступка директног косагоревања спрашеног угља и биомасе са становишта емисије полутаната и енергетске ефикасности, у сврху унапређења садашњег познавања ове проблематике. Научне методе које се користе у приказаним истраживањима обухватају компаративну анализу алтернативних приступа моделирању, математичко моделирање и нумеричку симулацију разматраних процеса и хемијских реакција, као и нумеричку анализу у циљу оптимизације комплексних струјно-термичких процеса и реакција у поступку косагоревања.

Развијени математички модел процеса косагоревања обухвата подмоделе дисперзне и гасне фазе. Затварање система Reynolds-ових једначина турбулентног струјања гаса у Euler-овом пољу се остварује стандардним k-ε моделом турбуленције. Кретање дисперзне фазе се моделира у Lagrange-овом пољу. Утицај чврсте фазе на гасовиту узима се у обзир преко посебних изворних чланова (PSI-Cell метода) у транспортним једначинама за гас, док се утицај турбуленције флуида на дисперзију честица разматра увођењем дифузионе брзине честице. Усваја се да су честице угља сферног облика у предложеном моделу. За разлику од честица угља, честице биомасе су релативно великих димензија и несферичних облика што значајно утиче на кретање и сагоревање честица у ложишту. Размена топлоте зрачењем се симулира флуksним моделом.

Битна одлика предложеног модела је и што описује подмоделе процеса и реакција за сваку појединачну фазу комплексног процеса сагоревања спрашеног чврстог горива (испаривање, деволатилизација, сагоревање волатила и сагоревање коксног остатка) различитих карактеристика. За математички опис деволатилизације угља примењен је емпиријски модел са брзином реакције првог

реда, спрегнут са математичком матрицом помоћу које се одређују компоненте и масени удели волатила. Модел деволатилизације угља прилагођен је различитом саставу и кинетици ослобађања волатила за биомасу као гориво. Разматрано је да продукти деволатилизације спрашених горива садрже примарне гасовите волатиле и тер, при чему се тер даље разлаже на секундарне волатиле и чађ. Преостали чађ и фиксни угљеник у коксном остатку угља и биомасе оксидују се директном реакцијом, док не остане само пепео. Процес хомогеног сагоревања се одређује споријим од два механизма: хемијске кинетике и турбулентног мешања. За сагоревање коксног остатка коришћен је комбиновани кинетичко-дифузиони модел.

Валидација развијеног модела изведена је посебно за сагоревање угљеног праха, затим за сагоревање спрашене биомасе, и на крају за случај косагоревања спрашеног угља и биомасе. Модел је проверен поређењем резултата нумеричких симулација са доступним експерименталним подацима у цилиндричном лабораторијском реактору снаге 150 kW са вртложним горионом. Поређења резултата симулација са референтним мерењима у реактору су сасвим задовољавајућа, поготово с обзиром на комплексност анализираних процеса и разматраног модела.

Ложиште енергетског парног котла ТЕ „Костолац” Б-2 је одабрано за спровођење нумеричких експеримената употребом сопственог развијеног рачунарског кода у циљу оптимизације комплексних процеса током директног косагоревања спрашеног лигнита са пшеничном сламом, узимајући у обзир редукацију емисије полутаната и повећање ефикасности сагоревања. Параметарска анализа је извршена са посебним освртом на утицајне факторе, као што су: квалитет угља и биомасе, величина и облик честица горива, термални удео биомасе при косагоревању са угљем, локације и начин уношења биомасе у ложиште, као и расподеле горива (угља и биомасе) и ваздуха по горионичким етажама. Приказана истраживања доприносе бољем разумевању процеса који се одвијају у ложишту енергетског парног котла при косагоревању спрашеног угља са биомасом.

Развијени модел представља добру основу за даља истраживања процеса директног косагоревања и омогућава анализу рада постројења при сагоревању

ширег опсега горива, тј. угља и биомасе, а истовремено је релативно једноставан за ефикасну практичну примену. Резултати параметарске анализе могу послужити као подршка увођењу технологије косагоревања у постојеће термоелектране на угаљ у циљу повећања енергетске и еколошке ефикасности процеса, као и модернизације, ревитализације и продужења радног века домаћих термоенергетских блокова.

Кључне речи: математичко моделирање, косагоревање, спрашени угаљ, биомаса, ложиште, енергетски котао, оптимизација процеса, турбулентно струјање, нумерички експерименти, компјутерски код.

Научна област: Машинство

Ужа научна област: Термотехника

УДК број: 662.612.5 : 662.66 : 662.63] : 519.6(043.3)

MATHEMATICAL MODELLING AND OPTIMIZATION OF PROCESSES IN A PULVERIZED COAL-FIRED FURNACE DURING DIRECT CO-FIRING WITH BIOMASS

Abstract

Using fossil fuels for energy purposes leads to continuous increase in the concentration of CO₂, CO, SO_x, NO_x and other harmful oxides in the atmosphere that cause global warming, i.e. greenhouse effect, and other negative influences, like acid rains and photochemical smog. The main motivation for co-firing coal with biomass is to reduce CO₂ emissions as the so-called greenhouse gas because the greatest impact on global warming, but also it could contribute to reduction of nitrogen and sulfur oxides, depending on composition of the fuel. Co-firing coal and biomass in coal-fired utility boilers for producing the electricity represents efficient and low-cost option which contributes to the utilization of biomass as a renewable energy source.

Co-firing technology of solid fuels can be done in many ways, but generally there are three basic concepts: direct, indirect and parallel co-combustion. The direct co-firing, which means simultaneous combustion of two or more fuels in the same furnace, is the most common option for co-combustion of biomass and coal, mostly because of the lowest costs for retrofitting of existing coal-fired power plants, in comparison with two other technological solutions. Due to the fact that coal is mainly used in its pulverized form to produce electricity, emphasis is on co-firing of pulverized biomass and coal.

The two-phase multicomponent turbulent flow with combustion processes of fuels is extremely complex, coupled with a lot of mutual influence. The complexity of the flow and installation, lack of measurement equipment and costs of experiments, often make it impossible or difficult to perform experimental tests. Therefore, there is a need for development and application of mathematical models, based on theoretical considerations of physical and chemical processes, as well as on empirical values obtained from experimental tests. The significant motivation is also that in-house development of such a complex model is the best way to acquire knowledge and experience in the field of modelling and numerical simulations.

The main goal of this dissertation is to develop differential mathematical model and computer code for prediction and numerical simulation of turbulent transport processes and chemical reactions in a furnace during direct co-firing coal with biomass. Also, the research goals of the dissertation include numerical analysis and optimization of processes during direct co-firing of pulverized coal and biomass, with respect to the pollutants emissions and energy efficiency, for the purpose of improving the currently knowledge in the field. The scientific methods used in this research consist of the comparative analysis of alternative modeling approaches, mathematical modeling and numerical simulation of the considered processes and chemical reactions, as well as numerical analysis in order to optimize the complex thermal and flow processes and the reactions during co-combustion.

The developed mathematical model of the co-firing process includes sub-models for dispersed and gas phase. Closing of the Reynolds turbulent flow equations in Eulerian frame is achieved by the standard k- ϵ turbulence model. The motion of dispersed phase is modelled in Lagrangian frame. The influence of solid phase on gas phase is taken into account via special sources (Particle Source in Cell method) in transport equations for gas, while the influence of fluid turbulence on particles dispersion is considered by introducing the particle diffusion velocity. It is assumed that coal particles have a spherical shape in the proposed model. Unlike coal particles, biomass particles have relatively large size and non-spherical shapes that significantly affect on the motion and combustion of fuel particles in the furnace. Heat exchange by radiation is simulated by flux model.

Essential feature of the proposed model is that includes the sub-models describing the processes and reactions in each individual phase of the complex combustion process of pulverized fuel (evaporation, devolatilization, combustion of volatiles and char combustion) with different characteristics. For the mathematical description of coal devolatilization, an empirical model with the first-order reaction rate is applied, coupled with mathematical matrix by which components and mass fractions of volatiles are determined. The model of coal devolatilization is adjusted to different composition and kinetics of volatile release for biomass as a fuel. The devolatilization products of the pulverized fuels are considered to contain the primary gaseous volatiles and tar, whereby the tar further decomposes to the secondary gaseous volatiles and

residual soot. The residual soot and fixed carbon in char of the coal and biomass are oxidized by direct reaction, until the ash remains. The process of homogeneous combustion is determined by slower of the two mechanisms: chemical kinetics and turbulent mixing. For char combustion the combined kinetic-diffusion model is used.

Validation of the developed model is carried out separately for the combustion of pulverized coal, then for combustion of pulverized biomass, and in the end for the case of co-firing pulverized coal with biomass. The model is validated by comparison of numerical simulation results and available experimental data in a 150 kW cylindrical laboratory swirl down-fired reactor. Comparisons of the simulation results with the reference measurement in the reactor are quite satisfactory, especially with respect to the complexity of both the analyzed processes and the considered model.

The utility steam boiler furnace of TPP „Kostolac” B-2 is selected for numerical experiments by using in-house developed computer code in order to optimize complex processes during direct co-firing of pulverized coal with biomass, taking into account reducing pollutant emissions and increasing combustion efficiency. The parametric analysis is performed with special emphasis on the influencing factors, such as: quality of coal and biomass, size and shape of fuel particles, the biomass thermal ratio in co-firing with coal, location and method of introducing biomass into the furnace, as well as distribution of fuel (coal and biomass) and air over the burner tiers. The presented research contributes to the better understanding of the process taking place in the utility steam boiler furnace during co-firing pulverized coal with biomass.

The developed model represents a good basis for further research of direct co-firing process and enables the analysis of the plant operation during combustion of wider range of fuels, i.e. coal and biomass, and at the same time it is relatively simple for effective practical use. Results of the parametric analysis could support implementation of biomass co-firing technology in existing coal-fired power plants, in order to increase the energy and environmental efficiency of the processes, as well as with the purpose of modernization, revitalization and extension of the operational lifetime of domestic thermal power plant units.

Keywords: mathematical modeling, co-firing, pulverized coal, biomass, furnace, utility boiler, optimization of processes, turbulent flow, numerical experiments, computer code.

Scientific field: Mechanical engineering

Scientific subfield: Thermal engineering

UDC number: 662.612.5 : 662.66 : 662.63] : 519.6(043.3)

САДРЖАЈ

1. УВОД.....	1
1.1. Мотивација	1
1.2. Циљеви истраживања	5
1.3. Научни допринос дисертације и могуће примене развијеног програма у техничкој пракси	6
2. ЗНАЧАЈ, КАРАКТЕРИСТИКЕ И ПРОБЛЕМИ ПОСТУПКА ДИРЕКТНОГ КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНОГ УГЉА СА БИОМАСОМ	9
3. ПРЕГЛЕД ПРИСТУПА МОДЕЛИРАЊУ ПРОЦЕСА САГОРЕВАЊА И КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНИХ ЧВРСТИХ ГОРИВА – УГЉА И БИОМАСЕ	15
3.1. CFD студије и практични значај моделирања поступка косагоревања.....	15
3.2. Специфичности приступа моделирању сагоревања спрашених чврстих горива – угља и биомасе	22
3.2.1. Моделирање кретања честица, зависно од облика и величине	23
3.2.2. Загревање честица.....	26
3.2.3. Сушење/испаривање влаге	28
3.2.4. Деволатилизација.....	29
3.2.5. Хомогене реакције волатила.....	32
3.2.6. Интеракција турбуленције и хемијске кинетике	33
3.2.7. Сагоревање коксног остатка	34
3.3. Одабир модела сагоревања спрашених горива при косагоревању за решавање разматраних проблема.....	36
4. МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ ПРОЦЕСА, ПРОГРАМСКИ КОД И НУМЕРИЧКЕ МЕТОДЕ	41
4.1. Основне поставке математичког модела и прорачунског поступка	41
4.2. Математички модел процеса у ложишту.....	43
4.2.1. Једначина одржања масе (једначина континуитета)	43
4.2.2. Једначина одржања количине кретања	43
4.2.3. Моделирање турбуленције.....	46
4.2.4. Једначина одржања енергије.....	47
4.2.5. Једначина преноса топлоте зрачењем	49
4.2.6. Једначина кретања честица (дисперзне фазе)	50
4.2.7. Једначина енергије дисперзне фазе.....	52

4.2.8. Гранични и почетни услови неизотермног турбулентног струјања	53
4.2.9. Моделирање појединачних фаза у процесу сагоревања честица угља и биомасе	54
4.2.10. Моделирање образовања и деструкције азотних оксида	59
4.2.11. Једначина масених удела компоненти гасне фазе	61
4.2.12. Додатни изворни чланови услед дејства дисперзне и гасовите фазе на гасовиту фазу	63
4.2.13. Комплетан дводимензиони математички модел процеса у ложишту у цилиндричним координатама	67
4.3. Програмски код и нумерички аспекти проблема	71
5. ВАЛИДАЦИЈА МАТЕМАТИЧКОГ МОДЕЛА ЗА ПРЕДВИЂАЊЕ САГОРЕВАЊА И КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНОГ УГЉА И БИОМАСЕ У ЛАБОРАТОРИЈСКОМ РЕАКТОРУ	81
5.1. Геометрија експерименталног реактора и карактеристике горива	82
5.2. Валидација математичког модела сагоревања спрашеног угља	84
5.3. Валидација математичког модела сагоревања спрашене биомасе	89
5.4. Валидација математичког модела директног косагоревања спрашеног угља са биомасом.....	93
6. НУМЕРИЧКЕ СИМУЛАЦИЈЕ ДИРЕКТНОГ КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНОГ УГЉА СА БИОМАСОМ У ЛОЖИШТУ ПАРНОГ КОТЛА ТЕ „КОСТОЛАЦ” Б-2.....	99
6.1. Опис ложишта котла ТЕ „Костолац” Б-2	99
6.2. Референтни тест-случај и радни услови у предметном ложишту.....	102
6.3. Избор нумеричке мреже ложишта за симулације.....	104
6.4. Избор биомасе и битни утицајни фактори на поступак косагоревања.....	107
6.5. Параметарска анализа поступка директног косагоревања спрашеног лигнита и биомасе.....	110
6.5.1. Утицај термалног удела и финоће млевења (величине честица) биомасе	110
6.5.2. Утицај начина уношења биомасе у ложиште и њене дистрибуције по горионичким етажама.....	120
6.5.3. Утицај неправилности облика честица биомасе при косагоревању	128
6.5.4. Утицај садржаја азота у лигниту у спрези са расподелом горива и ваздуха по етажама горионика.....	131
7. ЗАКЉУЧАК.....	140

ПРЕГЛЕД ОЗНАКА	145
ЛИТЕРАТУРА	151
ПРИЛОЗИ.....	162
БИОГРАФИЈА АУТОРА	179

1. УВОД

1.1. Мотивација

Коришћењем фосилних горива у енергетске сврхе долази до непрестаног повећања концентрације угљен-диоксида, угљен-монооксида, сумпор-диоксида, азотних и других штетних оксида у атмосфери који доводе до појаве глобалног загревања, тј. ефекта „стаклене баште” и других нежељених утицаја, као што су киселе кише, фотохемијски смог итд. У октобру 2014. Европска унија је одредила следеће циљеве за област климе и енергије које треба остварити до 2030. у односу на референтни ниво из 1990. године [1]:

- смањење укупних емисија гасова са ефектом стаклене баште за најмање 40%,
- повећање удела обновљивих извора енергије (енергија ветра, соларна енергија, хидроенергија, геотермална енергија, биомаса...) на најмање 27% путем спровођења обавезујућих националних стратегија, и
- смањење потрошње енергије за 27% побољшањем енергетске ефикасности.

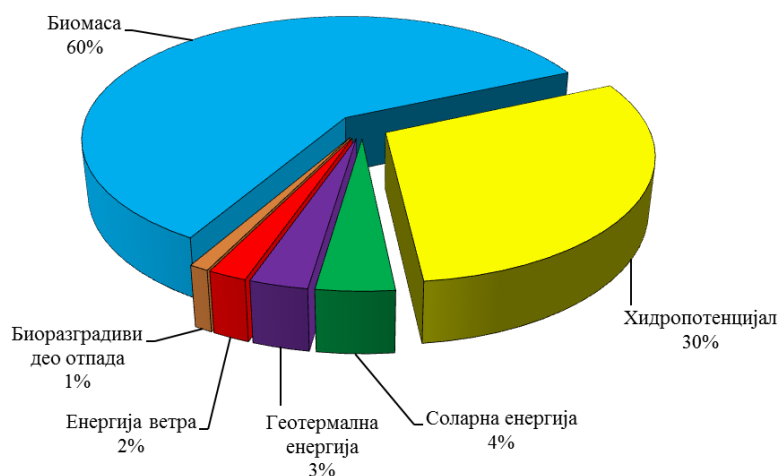
Угаљ ће још годинама остати један од најважнијих извора за производњу електричне енергије, док се предвиђа да ће од обновљивих извора биомаса, а у домаћим условима пре свега остаци пољопривредне биомасе, играти важну улогу захваљујући значајним залихама.

Структура обновљивих извора енергије у Србији приказана је на слици 1-1. [2]. Република Србија од укупно расположивог техничког потенцијала ОИЕ¹ (5,65 милиона toe² годишње) тренутно користи 35% (0,9 милиона toe искоришћеног хидропотенцијала и 1,06 милиона toe искоришћеног потенцијала биомасе и геотермалне енергије). Тренутно највећи степен искоришћења енергије из обновљивих енергија у Србији је из енергије водотокова са уделом искоришћења од 53%.

¹ ОИЕ - обновљиви извори енергије.

² toe – тона еквивалентне нафте (1 toe = 41,868 GJ = 11,63 MWh).

Најзначајнији потенцијал ОИЕ у Србији је енергија из биомасе и процењује се на око 3,4 милиона toe годишње, а у укупном потенцијалу ОИЕ биомаса учествује са 60%.



Слика 1-1. Структура ОИЕ у Републици Србији

Детаљна анализа извора и потенцијала биомасе приказана је у табели 1.1. [3], где се уочава да је највећи потенцијал у Србији у искоришћавању пољопривредне биомасе.

Табела 1.1. Енергетски потенцијал биомасе у Србији.

ИЗВОР БИОМАСЕ		Потенцијал (toe)	УКУПНО (toe)
Пољопривредна биомаса	Остаци пољопривредних култура	1.023.000	1.670.240
	Остаци од гајења воћа и виноградарства	605.000	
	Течно стајско ђубриво (за биогаз)	42.240	
Дрвна биомаса	Дрво за ложење	1.150.000	1.527.678
	Шумски отпад	163.760	
	Остаци од прераде дрвета	179.563	
	Дрвна биомаса од дрвећа изван шума	34.355	
Биогорива за транспорт			191.305
УКУПНА БИОМАСА			3.389.223

Биомаса је „биоразградива фракција производа, отпада и остатака из пољопривреде (укључујући и биљне и животињске супстанце), шумарства и дрвне индустрије, као и биоразградиве фракције из комуналног и индустријског

отпада чије је коришћење у енергетици допуштено, у складу са одговарајућим прописом из области заштите животне средине” [3]. Биомаса представља неутрално гориво са становишта продукције угљен-диоксида (CO_2), зато што се сагоревањем биомасе емитује иста количина CO_2 у атмосферу колику биомаса користи приликом свог раста у процесу фотосинтезе [4].

Главна мотивација за косагоревање³ угља са биомасом је смањење емисије CO_2 (као такозваног гаса стаклене баште који има највећи утицај на глобално загревање), али може допринети и редукцији емисија SO_x и NO_x , зависно од састава горива. Такође, овом технологијом се може значајно допринети и ефикасном коришћењу биомасе као обновљивог извора енергије. Тренд у косагоревању биомасе и угља је повећање удела биомасе и коришћење ширег опсега биомасе као горива. Потребна су нова истраживања у области косагоревања, која укључују: континуално и ефикасно дозирање горива, механизме косагоревања, аеродинамичку анализу горионика за косагоревање, зашљакивање и смањење емисија. Захваљујући чињеници да се за производњу електричне енергије угљак користи углавном у својој спрашеној форми, нагласак у технологијама косагоревања је често на косагоревању спрашене биомасе и угља.

Технологија косагоревања чврстих горива се може извести на више начина, али генерално постоје три основна концепта [5], [6] као што је приказано на слици 1-2:

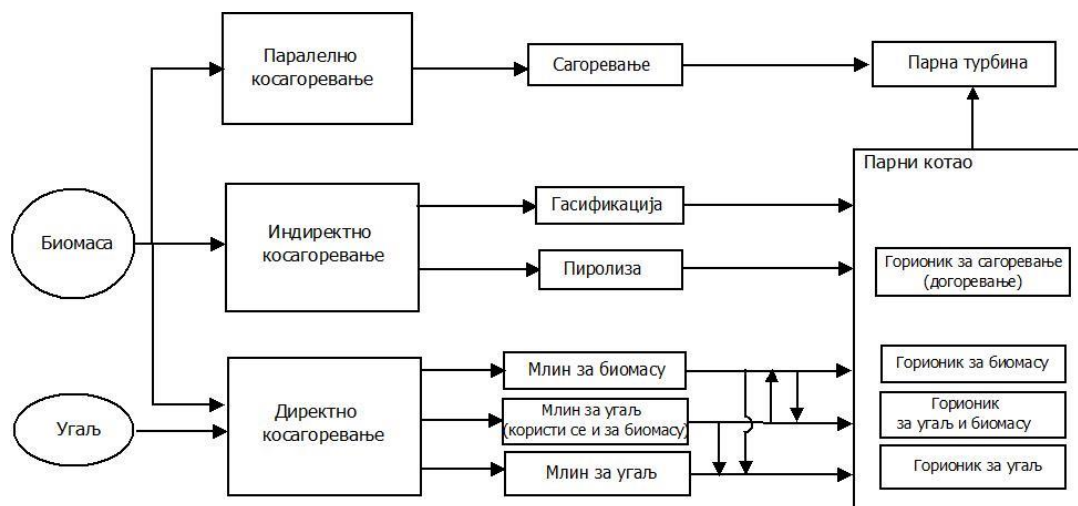
- 1) директно косагоревање (подразумева истовремено сагоревање најмање два горива у истом ложишту),
- 2) индиректно косагоревање (при којем се нпр. биомаса као гориво гасификује⁴, а потом сагорева у истом ложишту са чврстим фосилним горивом), и
- 3) паралелно косагоревање (при којем горива сагоревају у одвојеним котловима, а произведена пара снабдева исте турбине).

Избор технологије косагоревања ће пре свега зависити од стања у којима се налазе постојеће инсталације, доступности горива, и на крају која од одабраних опција је најекономичнија. Директно косагоревање је најчешћа опција за

³ Појам косагоревања – истовремено сагоревање две или више врста горива.

⁴ Гасификација – процес конверзије органских материја у сагорљиве гасове, као што су CO , H_2 , CO_2 и CH_4 у контролисаној атмосфери кисеоника.

косагоревање биомасе и угља, углавном услед најнижих трошкова увођења косагоревања у постојећа термоенергетска постројења на угљ у односу на остала два технолошка решења.



Слика 1-2. Различите могућности косагоревања биомасе и угљева.

Косагоревање угља и биомасе доприноси енергетској и еколошкој ефикасности коришћења оба горива. Косагоревање биомасе доноси еколошке и друштвене користи и повећава удео ОИЕ, а угљ може ублажити ефекат варијација у квалитету биомасе која се уноси у ложиште. Потреба за смањењем емисије полутаната, економска одрживост и могућност повећања укупне ефикасности термоелектрана, указују на то да процес косагоревања који укључује остатке пољопривредне биомасе и угљ много обећава у смислу делимичне замене конвенционалног сагоревања угља.

Директном косагоревању угља и биомасе се последњих година посвећује доста истраживачких напора, али има много отворених питања у вези са одвијањем процеса сагоревања, формирањем и емисијом полутаната и утицајем на рад котла.

Моделирање је појам који се веома често користи у различитим људским делатностима. Праве се модели пораста становништва на земљи, временске прогнозе, потрошње енергије, загађења околине итд. Вероватно да нема области људске делатности у којој се на неки начин не приступа моделирању појава и предвиђању будућег развоја. Математичко моделирање турбулентних струјања се

односи на решавање струјно-термичких процеса на бази затварања система парцијалних диференцијалних једначина конзервације описом кључног аспекта ових проблема – турбуленције.

Двофазна вишекомпонентна турбулентна струјања са процесима сагоревања горива су изузетно сложена, са мноштвом међусобно спрегнутих утицаја. Сложеност струјања, комплексност постројења, недостатак мерне опреме и цена, често онемогућавају, односно отежавају експериментална испитивања. Због тога се приступа развоју и примени математичких модела базираних на теоријским разматрањима физичких и хемијских процеса, и емпиријским вредностима добијеним на основу експерименталних испитивања. Такође, значајна мотивација је и то што управо рад на развоју сопственог комплексног модела процеса представља најбољи начин за стицање знања и искустава у области моделирања и нумеричких симулација.

У моделирању се може претпоставити сличност између сагоревања спрашеног угља и биомасе, али уз знатне разлике у механизмима и кинетици услед велике разноликости биомасе као горива и недовољног познавања кључних карактеристика сагоревања. Следећи аспекти су од посебне важности: различита аеродинамичка и термичка својства повезана са различитим величинама и неправилним облицима честица биомасе, брзина деволатилизације, састав и сагоревање волатила, количина формираног коксног остатка и његова брзина сагоревања.

Постоји потреба за развојем поузданог алата за нумеричко предвиђање да би се проценила ограничења ефикасног, сигурног и економичног рада постројења током косагоревања спрашеног угља и биомасе у постојећим и новим котловским блоковима.

1.2. Циљеви истраживања

Основни циљ докторске дисертације је развити сопствени диференцијални математички модел и компјутерски код за предвиђање и нумеричку симулацију турбулентних транспортних процеса и хемијских реакција при директном косагоревању спрашеног угља са биомасом. Потребно је изабрати адекватан приступ моделирању сагоревања спрашених чврстих горива, од различите

биомасе биљног порекла (као што је биомаса која остаје из пољопривреде) до лигнита и квалитетнијих угљева, и развити поједностављен, али тачан и прорачунски ефикасан подмодел сагоревања.

Пошто су подмодели сагоревања биомасе засновани пре свега на подмоделима сагоревања угља, неопходно је имати добро познавање моделирања сагоревања угља. При сагоревању спрашеног чврстог горива разликује се неколико фаза, које су делимично симултане: загревање честице, издвајање влаге, деволатилизација, реакције у гасној фази и реакције коксног остатка. Битна одлика предложеног математичког модела је моделирање и хомогених и хетерогених реакција.

Такође, циљеви истраживања предвиђени дисертацијом обухватају нумеричку анализу и оптимизацију поступка директног косагоревања спрашеног угља са биомасом са становишта емисије полутаната и енергетске ефикасности у сврху унапређења садашњег познавања ове проблематике.

У оквиру комплексне нумеричке студије од суштинског значаја је испитати велики број утицајних параметара при различитим и променљивим радним условима у одабраном предметном ложишту енергетског парног котла за сагоревање угљеног праха, омогућавајући боље разумевање процеса који контролишу косагоревање угља са биомасом, а до чега се не може доћи само експериментално.

1.3. Научни допринос дисертације и могуће примене развијеног програма у техничкој пракси

Остварени су вишеструки резултати и доприноси ове дисертације, како научни, тако и практични:

- Истраживани су концепти, предности и проблеми при поступку директног косагоревања спрашеног угља и биомасе у ложиштима, на основу доступне литературе, са освртом на енергетску и еколошку ефикасност процеса, технологија и постројења;
- Приказани су преглед и анализа приступа моделирању струјно-термичких процеса и реакција при сагоревању и директном косагоревању угљеног праха и спрашене биомасе;

- Развијен је математички модел сагоревања спрашених чврстих горива (угља и биомасе), који описује све фазе сложеног процеса сагоревања горива различитог састава (издвајање влаге, деволатилизација, сагоревање волатила и сагоревање коксног остатка);
- Развијени комплексни математички модел је уграђен у сопствени нумерички код, а затим су извршена тестирања и верификација компјутерског кода и валидација модела поређењем нумеричких резултата са расположивим експерименталним лабораторијским резултатима из литературе (након изведених нумеричких симулација, као резултат се добијају поља међусобно спрегнутих променљивих у ложишту, која омогућавају даљу анализу и оптимизацију процеса);
- Помоћу спроведених нумеричких експеримената (параметарске анализе) испитан је велики број утицајних параметара у разматраном поступку директног косагоревања спрашеног угља и биомасе у ложишту предметног енергетског парног котла, као што су: термални удео биомасе у поступку косагоревања, величина и облик честица горива, место и начин уношења биомасе у ложиште, расподела горива и ваздуха по горионичким етажама, при различитим и променљивим радним условима;
- На основу параметарске анализе, изведена је оптимизација комплексних процеса током директног косагоревања спрашеног угља са биомасом, узимајући у обзир повећање ефикасности сагоревања и редукцију емисије гасовитих полутаната, употребом сопственог, развијеног рачунарског кода, у оквиру обимне нумеричке студије;
- Формирана је база података коју сачињавају резултати симулираних тест случајева, а која може помоћи у унапређењу процеса косагоревања у индустријским применама, с обзиром на ефикасност процеса и редукцију полутаната, и приликом адаптације енергетских котлова на угљени прах за косагоревање са биомасом;
- Значајно је подигнут ниво анализе и познавања комплексних процеса и параметара који контролишу поступак директног косагоревања спрашеног угља са биомасом у ложиштима.

Треба истаћи да се по први пут у нашој земљи приступило развоју сложеног математичког модела и, на основу тога, нумеричкој оптимизацији процеса при директном косагоревању спрашених горива (угља и биомасе) у веома сложеним условима рада реалног ложишта енергетског парног котла.

С једне стране, развијени математички модел, нумерички поступак и рачунарски код могу се користити у научно-истраживачке сврхе ради даљих усавршавања модела и оптимизације процеса. С друге стране, добијени резултати дисертације имају практични значај пошто могу послужити као „база знања” и стручна подршка потенцијаним експертским групама истраживача и инжењера у ЕПС⁵-у, које би у оквиру сарадње допринеле увођењу технологије косагоревања биомасе у постојеће термоелектране на угаљ, у циљу повећања енергетске и еколошке ефикасности процеса, као и модернизације, ревитализације и продужења радног века домаћих термоенергетских блокова.

⁵ ЕПС – Јавно предузеће „Електропривреда Србије”.

2. ЗНАЧАЈ, КАРАКТЕРИСТИКЕ И ПРОБЛЕМИ ПОСТУПКА ДИРЕКТНОГ КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНОГ УГЉА СА БИОМАСОМ

Косагоревање угља и биомасе у котловима на угљ за производњу електричне енергије представља ефикасну и исплативу опцију која доприноси редукцији штетних емисија, искоришћењу биомасе као обновљивог извора енергије, па последично има и друштвене користи (као што је отварање нових радних места).

За разлику од глобалног смањења емисије CO_2 као гаса „стаклене баште”, емисије угљен-монооксида (CO) могу бити много веће када се сагорева биомаса, зато што влага у биомаси смањује ефикасност сагоревања [7]. Емисија сумпор-диоксида (SO_2) се генерално смањује пропорционално садржају сумпора у гориву. Садржај сумпора за већину биомасе је мали, што је чини веома повољном за коришћење у енергетске сврхе [4]. Иначе, SO_2 узрокује појаву киселих киша које уништавају еколошки систем, изазива корозију материјала и објеката, а такође има и негативан утицај на здравље људи. Главни извор емисија NO_x (кога чине азот-моноксид NO и азот-диоксид NO_2) је сагоревање фосилних горива. Оксиди азота су узрочници многих нежељених појава као што су: стварање фотохемијског смога, стварање киселих киша, разарање озона у вишим слојевима и стварање штетног озона у нижим слојевима атмосфере, као и смањење видљивости, па дакле и лош утицај на здравље људи. Емисије NO_x при поступку косагоревања се могу повећавати, смањивати или остати исте у зависности од врсте горива, радних услова у ложишту и организације процеса сагоревања. На смањење NO_x углавном утичу: мали садржај азота у гориву биомасе, вишестепено сагоревање [8] (због брзог сагоревања велике количине волатила биомасе) и нижа температура сагоревања услед већег садржаја воде у биомаси. Поступком косагоревања емисије NO_x се обично смањују до 20% [4], па чак и више. На пример, косагоревањем угља са остацима шећерне трске доводи се до смањења емисија NO_x за 25% и SO_2 за 50% [7].

Угљеви са великим садржајем воде или високим садржајем фиксног угљеника се врло тешко пале без помоћног горива. Због тога се увођењем технологије косагоревања угља и биомасе могу побољшати карактеристике

паљења и сагоревања горива [9]. Многе врсте биомасе могу бити косагореване са угљем, као што су дрво, остаци из шумарства и сродних индустрија, пољопривредни остаци, разне биомасе у прерађеном облику (нпр. пелети и брикети) и др. Карактеристике сагоревања се знатно разликују за различите врсте биомасе и веома су различите у поређењу са угљем, услед разлика у хемијском саставу и физичким својствима. Карактеристике процеса сагоревања неколико врста биомасе, корисне за математичко моделирање процеса косагоревања, приказане су у [10], [11], док су физичке и хемијске карактеристике разних врста биомасе дефинисане у [12], [13], [14]. Поређења сагоревања угља и биомасе дата су у [14], [15]. Различита питања у вези са карактеристикама и процесима сагоревања пољопривредних остатака разматрана су у [16], [17], са посебним нагласком на насипну густину и велики садржај волатила у биомаси, ниску тачку топивости пепела биомасе, као и на технологије и регулативе за коришћење пољопривредне биомасе у енергетске сврхе.

Хемијски састав биомасе зависи од врсте, карактеристике земљишта, поднебља раста и других фактора. У њен састав улазе органска једињења (целулоза, хемицелулоза, лигнин, масти, скроб, протеини и др.) и неорганска једињења (вода, минералне материје, соли и др.). Карактеристике биомасе и угља се знатно разликују у великом броју важних аспеката:

- влага и пепео у биомаси могу знатно да варирају;
- биомаса има више волатила од угља;
- удели азота, сумпора и хлора у биомаси су генерално мањи од угља, али могу да варирају значајно;
- биомаса има више кисеоника у поређењу са многим угљевима, и због тога има релативно малу топлотну моћ;
- биомаса углавном има мање угљеника, алуминијума и гвожђа, а више силицијума, калијума и фосфора од угља;
- биомаса има мању густину и слабију мељивост од угља [12], [18]. Густине честица биомасе су знатно мање од честица угља и разликују се најчешће од 4 до 7 пута [19].

Поређење техничке и елементарне анализе неколико чврстих фосилних горива и биомасе приказано је у табели 2.1.

Табела 2.1. Поређење техничке и елементарне анализе фосилних горива и биомасе [20].

Фосилна горива	Техничка анализа (доставни узорак)				Елементарна анализа (горива маса)				
	Влага (%)	Волатили (%)	C _{fix} (%)	Пепео (%)	C (%)	O (%)	H (%)	N (%)	S (%)
Лигнит	10,5	32,8	25,7	31,0	64,0	23,7	5,5	1,0	5,8
Битуменски угаљ	3,1	29,1	52,6	15,2	83,1	9,5	5,0	1,3	1,1
Врста биомасе	Влага (%)	Волатили (%)	C _{fix} (%)	Пепео (%)	C (%)	O (%)	H (%)	N (%)	S (%)
Боровина	4,7	70,2	23,3	1,8	53,8	39,9	5,9	0,3	0,07
Маслиново дрво	6,6	74,3	16,1	3,0	49,0	44,9	5,4	0,7	0,03
Кукурузни остатак	7,4	67,7	17,8	7,1	48,7	44,1	6,4	0,7	0,08
Пшенични остатак	10,1	67,2	16,3	6,4	49,4	43,6	6,1	0,7	0,17
Овсени остатак	8,2	73,9	12,5	5,4	48,8	44,6	6,2	0,5	0,08
Сојине љуске	6,3	69,6	19,0	5,1	45,4	46,9	6,7	0,9	0,10

Честице биомасе су релативно велике и несферичних облика. Као и код одређених лигнита, више енергије је потребно за уситњавање биомасе у односу на битуменски угаљ [4]. Мање густине и неправилни облици честице биомасе узрокују њено брже сагоревање у односу на типичну еквивалентну честицу угља. Веће честице дате масе сагоревају брже када нису сферичног облика [21]. Такође, облик и величина честица утичу на сагоревање коксног остатка, пошто се неправилни облици честица биомасе одржавају током процеса сагоревања. Радна маса биомасе углавном садржи од 60% до 80% волатила, док радна маса угљева садржи од 10% до 60% волатила. Волатили биомасе брзо сагоревају у ложишту котла и време за комплетно сагоревање је краће у односу на еквивалентну честицу угља.

Резултати TG-DTA⁶ указују да при сагоревању биомасе знатан удео енергије потиче од сагоревања волатила (хомогене реакције), док сагоревањем угља већи део енергије настаје од оксидације коксног остатка (хетерогене реакције). Време сагоревања волатила је много краће у односу на сагоревање коксног остатка и ова разлика у времену је од великог значаја за боље разумевање процеса сагоревања биомасе и емисије штетних оксида. На реактивност коксног остатка утичу различити фактори као што су карактеристике горива, брзина загревања, температура и притисак [22]. Брзина процеса сагоревања коксног остатка биомасе је углавном већа од угља услед велике порозности и неправилније структуре фиксног угљеника [23].

Дакле, биомаса нуди значајне предности као сировина за сагоревање због због лакшег паљења услед великог садржаја волатила, као и велике реактивности горива и резултујућег коксног остатка. Међутим, поменуте карактеристике биомасе могу допринети повишењу локалне температуре и проузроковати проблеме емисије полутаната. Услед различитих физичких и хемијских карактеристика биомасе, истраживања су показала да додата биомаса у процесу косагоревања значајно утиче на положај, облик и стабилност пламена који се формира у ложишту [24]. Сирова биомаса као потенцијални извор енергије има одређене недостатке, који произилазе из њене природе. Биомасу је теже самлети и смањити на мале хомогене честице због њене влакнасте природе, што резултира ниском ефикасношћу сагоревања [25]. Ови недостаци утичу на припрему, транспорт и складиштење биомасе, па се морају решити пре него што се биомаса уведе у процес косагоревања [6]. Такозвана торефикација (енгл. torrefaction, [25]) је релативно нов, али већ широко примењен поступак као обећавајући предtretман за смањење неких од ових недостатака, пошто је познато да се овим поступком побољшавају карактеристике биомасе. Торефикација је термохемијски процес који се спроводи најчешће на 200-300 °С, у временском периоду од 30 min до 180 min, током којег се биомаса делимично разлаже издвајајући волатиле, док се као финални производ добија преостали чврсти остатак. Торефикована биомаса има неколико предности у односу на сирову биомасу: већу топлотну моћ, бољу мељивост, као и већу проточност и униформност. Додавањем

⁶ TG-DTA - термогравиметријско–диференцијално термијска анализа.

торефиковане биомасе у процесу косагоревања емитују се мање концентрације NO и SO₂ у поређењу са случајем где сагорева само угаљ [26]. Када се торефикована биомаса косагорева са спрашеним угљем, степен корисности котла је приближан референтном случају сагоревања угља, док се у свим осталим случајевима косагоревања добија мањи степен корисности [27]. Chen и сарадници су истакли да иако су спроведене бројне студије о процесу торефикације биомасе последњих година, истраживања о карактеристикама запаљивости торефиковане биомасе су недовољна [28]. Потребно је извршити још детаљнија истраживања фокусирана на примени торефиковане биомасе, тј. на млевење и косагоревање торефиковане биомасе и угља, пошто су у литератури ови проблеми мало разматрани.

Косагоревање биомасе се суочава са одређеним ризицима и ограничењима, а косагоревања различитих врста биомасе представљају јединствене проблеме сагоревања. Додата биомаса при сагоревању угља доприноси повећаном прљању и ризику од зашљакивања грејних површина ложишта. Тренутно, косагоревање угља са биомасом у термоелектранама је ограничено на термални удео биомасе до 20%, са уобичајеном уделом око 5% [29]. Садржај хлора у неким врстама биомасе, као што је слама, може бити већи у односу на угаљ, а хлор може да формира бројна неорганска једињења, нарочито са калијумом, која изазивају зашљакивања и прљање грејних површина у ложиштима. Високе концентрације силицијума, калијума и хлора настале у неким зељастим биомасама представљају посебну забринутост за таложење наслага и појаву корозије на површинама зидова ложишта и на цевима грејних површина у конвективном каналу котла [4]. Велику тешкоћу при сагоревању биомасе представља лако топиви пепео. Због великог процента алкалних метала у пепелу биомасе, пепео је топив на ниским температурама (800 °C) и интензивно се лепи на површинама ложишта и димних канала. Овај проблем је посебно изражен код оних врста биомасе (слама, окласак кукуруза) које услед примене вештачких ђубрива имају изузетно висок проценат натријума и калијума. Брзина таложења наслага зависи и од квалитета горива и од интеракције горива при поступку косагоревања [6]. Требало би напоменути да већина пројеката за косагоревање спрашеног угља и биомасе раде са термалним уделом биомасе мањим од 10%, јер у случају када се удео биомасе повећа на 20%

брзина корозије се повећава за 100-200%. У односу на насlage настале сагоревањем угља, насlage формиране при сагоревању биомасе су гушће и много се теже уклањају [30]. Код коришћења биомасе треба обезбедити веће бункере за њено складиштење, јер за разлику од угља који има насипну густину 500-600 kg m⁻³, остаци пољопривредне производње имају насипну густину 100-200 kg m⁻³.

Летећи пепео формиран у термоелектранама се користи широм света као адитив у производњи бетона и цемента. Међутим, неки стандарди и правилници у Европи и Америци ограничавају употребу пепела који настаје у процесу косагоревања угља и биомасе. Додатне тест-методе за испитивање пепела насталог у процесу косагоревања треба да потврде да формирани летећи пепео има сличне карактеристике као пепео угља [6].

3. ПРЕГЛЕД ПРИСТУПА МОДЕЛИРАЊУ ПРОЦЕСА САГОРЕВАЊА И КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНИХ ЧВРСТИХ ГОРИВА – УГЉА И БИОМАСЕ

3.1. CFD студије и практични значај моделирања поступка косагоревања

Двофазна вишекомпонентна турбулентна струјања са процесима сагоревања горива су изузетно сложена са мноштвом међусобно спрегнутих утицаја. Сложеност струјања, комплексност постројења, недостатак мерне опреме и цена, често онемогућавају, односно отежавају експериментална испитивања. Због тога се приступа развоју и примени математичких модела базираних на теоријским разматрањима физичких и хемијских процеса, и емпиријским вредностима добијеним на основу експерименталних испитивања. У моделирању се може претпоставити сличност између сагоревања спрашеног угља и биомасе, али уз значајне разлике у механизмима и кинетици услед велике разноликости биомасе као горива и недовољног познавања кључних карактеристика сагоревања. Постоји много доступних CFD⁷ модела и кодова за сагоревање угљеног праха који се могу модификовати и применити на сагоревање биомасе или косагоревање. Многи аутори својим нумеричким испитивањима потврђују позитиван утицај процеса косагоревања на смањење садржаја штетних оксида у димним гасовима.

Nussbaumer констатује да се моделирање сагоревања помоћу CFD-а може применити као стандардни алат за даљу оптимизацију пројектовања ложишта у будућности [5].

Li и сарадници [31] истичу да разумевање механизма сагоревања једне честице биомасе представља први корак у разумевању процеса косагоревања. Помоћу CFD програма су развили модел сагоревања једне честице биомасе за предвиђање губитка масе и профила температуре током процеса деволатилизације и сагоревања. Резултати њихових истраживања показују велики утицај димензија честица, температуре ваздуха и концентрације кисеоника на понашање сагоревања биомасе.

CFD моделирање у [23] је спроведено да се испита косагоревање спрашеног угља и биомасе у ложишту са посебним освртом на сагоревање

⁷ CFD – компјутерска динамика флуида.

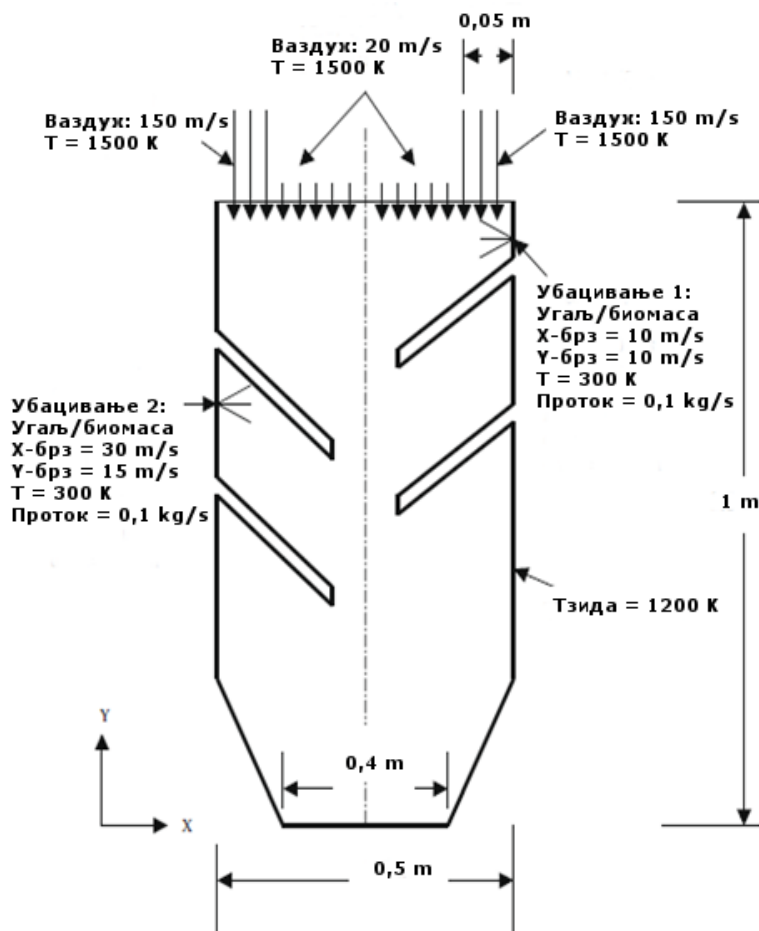
честица биомасе већих пречника. Циљ рада је био развијање и тестирање погодних хемијских подмодела за косагоревање и испитивање карактеристика сагоревања биомасе. Са масеним уделом од 3% боровина је мешана са битуменским угљем, па су помоћу CFD кода (FLUENT 6.122) испитани утицаји димензија и облика честица на сагоревање коксних остатка горива. Закључено је да се сагоревање малих честица боровине (200 μm) одвија брзо, док брзина сагоревања већих честица зависи од њиховог састава, димензије и облика.

Помоћу CFD модела тестиране су разлике две методе мешања биомасе и угља, као и њихови недостаци и предности за блок 3 Naantali термоелектранетоплане у Финској [32]. У првом тест случају протоци спрашене биомасе и угљеног праха су се мешали пре улаза у ложиште, док се у другом случају биомаса уносила у ложиште преко специјалних етажа независно од спрашеног угља. Закључено је да би се предложеним концептом у коме би се у одвојеним млиновима уситњавале честице биомасе и угља и уводиле у ложиште преко посебних етажа омогућило коришћење различитих врста и већих удела биомасе у процесу косагоревања у односу на концепт где се биомаса и угаљ уносе заједно у ложиште (због ограничавајућих карактеристика постојећих млинова за угаљ, као што су капацитет млина и финоћа млевења честица).

Мешање димних гасова у процесу косагоревања је проучавано нумерички, где се биомаса уносила преко само неколико етажа горионика [21]. Утврђено је да ће многе области бити изложене већим процентом косагоревања од предложеног просека ако се гасови не мешају потпуно у ложишту. Напредни CFD модели илуструју утицај таквих области на таложње пепела и указују на пажљиво разматрање карактеристика горива, радних услова и дизајна ложишта да се не би нарушио нормални рад котла.

Ghenai је помоћу CFD-а анализирао косагоревање канадског битуменског угља (са великим садржајем сумпора) у ложишту са 10% и 20% термалним уделима пшеничне сламе [33], слика 3-1. Испитиван је утицај процеса косагоревања на расподелу брзина и температура гаса и честица, трајекторија честица и емисије CO_2 и NO_x . Резултати су показали да се при сагоревању само угља без биомасе добија висок садржај концентрација NO , док се у процесу косагоревања са повећањем масеног удела пшеничне сламе добија веће смањење

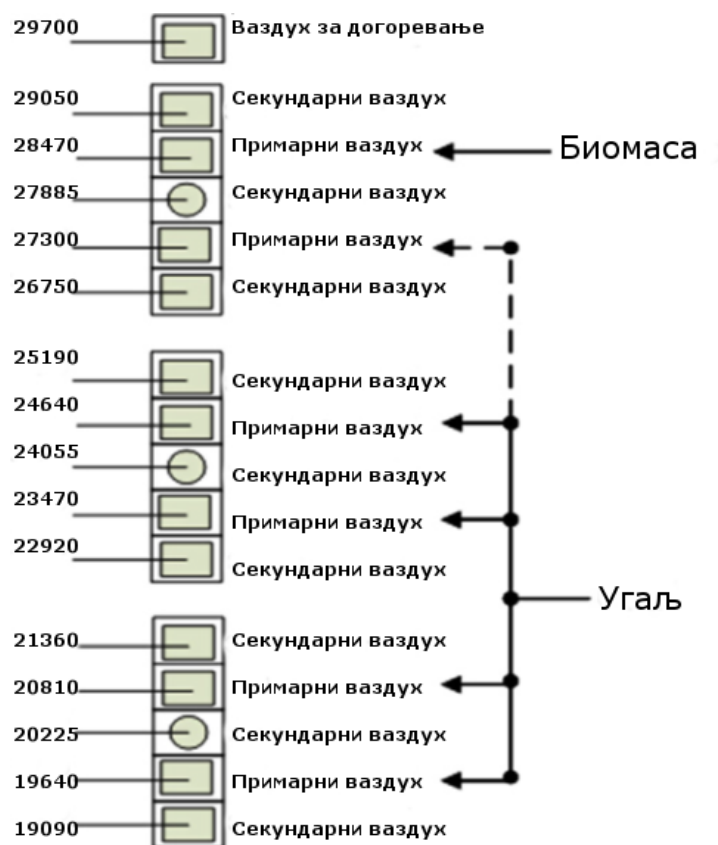
емисија NO_x . Поред тога, уочено је да се са повећањем удела биомасе смањује и емисија CO_2 на излазу из ложишта.



Слика 3-1. Геометрија опитног ложишта за косагоревање битуменског угља и сламе [33].

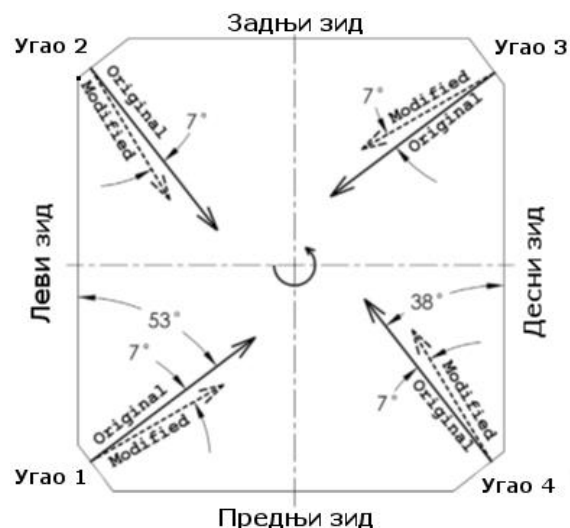
CFD моделирање је спроведено за косагоревање сламе и битуменског угља на основу експерименталних резултата [34], [35]. Локације за уношење горива у ложиште преко горионичких етажа приказано је на слици 3-2. Примењен је модел загревања честица који разматра утицај термалних градијената унутар великих честица биомасе. Истражени су утицаји различитих димензија и облика честица биомасе на процес косагоревања. Разматрана су два случаја косагоревања са масеним протоцима сламе од 12 t h^{-1} и 24 t h^{-1} , који представљају око 6% и 12% термалног удела биомасе, редом. Нумеричка предвиђања за оба разматрана

случаја косагоревања била су у доброј сагласности са експерименталним подацима и показују смањење емисија NO_x .



Слика 3-2. Распоред етажа млазног горионика за косагоревање [35].

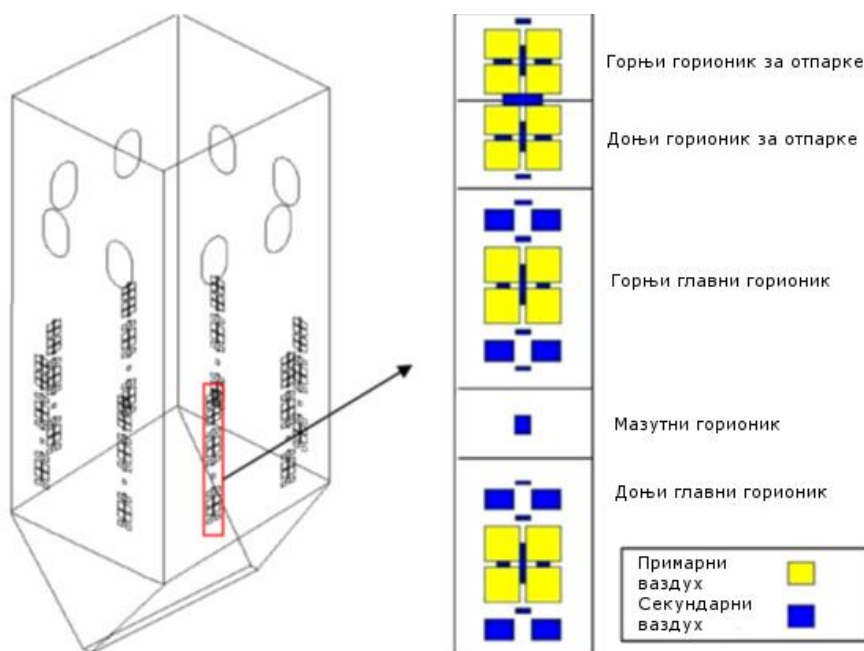
CFD са подмоделима за коефицијент отпора цилиндричних честица се користио за истраживање и оптимизацију процеса косагоревања пиљевине и угља у котлу снаге 150 MW [36]. Резултати модела показују значај интензивираних вртлога на сагоревање великих честица пиљевине. Исто тако, уношењем честица пиљевине са нижих горионичких етажа се предвиђа побољшање укупног сагоревања, али у исто време значајно повећавање несагорелих честица које падају у ложишни левак. Резултати указују да би уношења пиљевине са средњих етажа уз смањење димензија честица и модификације угла горионика (слика 3-3) допринели оптимизацији поступка косагоревања.



Слика 3-3. Модификација углова горионика у попречној равни ложишта [36].

У порасту је интерес за проширење употребе алтернативних био-горива, као што су пољопривредни остаци (енгл. agricultural waste) и нови енергетски усеви (енгл. energy crop), као и истраживање њихових ефеката на рад котла. Један од примера таквих потенцијала је сунара *cardunculus* (cardo), јефтини енергетски усеви који се може користити за производњу електричне енергије и био-дизела. То је вишегодишња зељаста биљка, добро прилагођена сувим подручјима и медитеранским климатским условима.

Karampinis је са групом аутора развио 3D нумерички модел за косагоревање сунара *cardunculus* и угља у енергетском парном котлу блока снаге 300 MW_e (слика 3-4), који ради са ниско квалитетним лигнитом [37]. Моделом је узет у обзир не-сферични облик честица биомасе, што има утицај на коефицијент отпора и процесе деволатилизације и сагоревања. Разматране су честице биомасе са пречницима 1 и 5 mm, као и термални удели биомасе од 5% и 10%. Нумеричка анализа је показала да је потенцијална корист од поступка косагоревања смањење NO_x емисија до 10% у односу на референтни случај сагоревања само угља, углавном због ниског садржаја азота у гориву биомасе. Честице биомасе које су прошле знатно уситњавање пре уласка у ложиште нису доводиле до значајних проблеме при раду котла. На основу техно-економских критеријума је закључено да се оптимална локација за унос биомасе налази између доњег главног и горњег главног горионика, при чему се за ту сврху могу применити постојећи горионици на мазут.

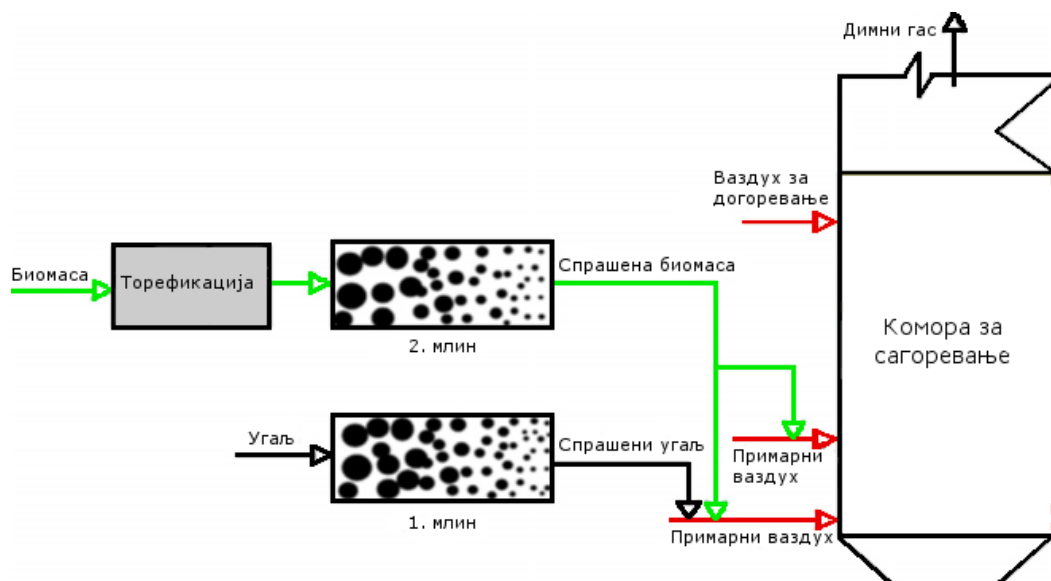


Слика 3-4. Геометрија ложишта котла блока Kardja Unit I и шематски приказ геометрије горионика [37].

Нумеричка оптимизација процеса косагоревања угља и сунара *cardunculus* у котлу блока снаге 350 MW_e испитивана је у [38]. У симулацијама су вариране величине честица и термални удели биомасе, као и локације горионичких етажа са којих се уводи биомаса у ложиште котла. Резултати нумеричке студије су показали занимљиве закључке у вези са применом поступка косагоревања у термоелектрани, сугеришући препоручена ограничења за максимални удео биомасе, величине честица и локације за унос, како би се одржала прихватљива ефикасност парног котла.

CFD моделирање је спроведено у поступку косагоревања угља са *cardoop*-ом са термалним уделом 10% у термоелектрани на лигнит снаге 330 MW_e [39]. Модел је развијен узимајући у обзир специфичности процеса косагоревања, нарочито несферичност честица биомасе и њихов утицај на коефицијент отпора, брзине деволатилизације и брзине сагоревања. Параметарска анализа помоћу комерцијалног CFD кода (FLUENT 6.3) је показала да у највећем броју разматраних случајева замена лигнита са биомасом има минимални утицај на радне параметре котла, као и потенцијално смањење NO_x. Повећање губитака у летећем пепелу и ложишном левку могло се очекивати у случајевима када се честице биомасе релативно већих димензија уводе у ложиште.

Косагоревање торефиковане биомасе са угљем сличним битуменском приказано је на слици 3-5. [40]. Процесом торефикације „померају” се хемијске и физичке особине сирове биомасе ка особинама битуменског угља, што омогућава примену косагоревања са великим уделом биомасе у постојећим котловима на угаљ без већих модификација. Нумеричке симулације су спроведене за пет тест-случајева, при чему се у ложиште уноси: 1) само угаљ, 2) 25% биомасе, 3) 50% биомасе, 4) 75% биомасе и 5) 100% биомасе, редом. Истраживање је показало да се и случајеви косагоревања са великим уделом торефиковане биомасе могу применити без изразитог утицаја на смањење енергетске ефикасности котла, док се при томе добијају значајна смањења емисија CO_2 и NO . Међутим, торефикацију у систему косагоревања треба додатно проучити и анализирати са акцентом на запрљаност и корозију на површинама зидова ложишта и могућност коришћења летећег пепела. Поред тога, аутори у [40] напомињу да примену торефикације у поступку косагоревања треба испитати са аспекта економске исплативости.



Слика 3-5. Шема косагоревања торефиковане биомасе [40].

Помоћу CFD-а испитано је формирање наслага пепела и запрљања у комори за косагоревање спрашених горива [41]. Развијени модел је успешно валидиран помоћу извршених експеримената, са циљем да се у наставку истраживања спроведу нумеричке студије стварања наслага пепела и предвиђања размене топлоте на грејним површинама ложишта у случају запрљања.

Garba и сарадници су развили CFD модел таложења наслага у процесу косагоревања, заснованог на комбинацији вероватноће лепљења од вискозности честице пепела и понашања топљења честице пепела [42]. Модел је погодан за предвиђање брзине таложења шљаке и пепела при косагоревању угља и биомасе у високотемпературним областима ложишта.

Нумеричке студије из доступне литературе указују на изузетан значај CFD-а у разматраној проблематици, при чему се може закључити да већина аутора у својим симулацијама примењује комерцијалне програме, док развој модела и унапређење подмодела појединачних процеса при косагоревању представљају значајан истраживачки изазов.

3.2. Специфичности приступа моделирању сагоревања спрашених чврстих горива – угља и биомасе

Пошто су подмодели сагоревања биомасе засновани пре свега на подмоделима сагоревања угља, неопходно је имати добро познавање ове проблематике. Веома користан и свеобухватан преглед приступа моделирању сагоревања са одговарајућим подмоделима дат је у [43]. Ови подмодели садрже математичке и нумеричке описе фундаменталних принципа који карактеришу физичко-хемијске процесе. Прегледни радови [14], [44] се баве разумевањем сагоревања спрашеног угља и биомасе са становишта компјутерског моделирања. Велики део информација доступних за угљ је преносив на сагоревање биомасе, иако још увек постоје области у којима постоји недостатак информација. При сагоревању спрашених чврстих горива разликује се неколико фаза, које су делимично симултане: загревање честице, издвајање влаге, деволатилизација, реакције у гасној фази и сагоревање коксног остатка. У CFD моделирању уобичајено је при опису раздвојити подмоделе за честицу (дисперзија честица, утицај честица на радијацију, сушење честице, деволатилизација честице и сагоревање коксног остатка) од подмодела за гасну фазу (турбуленција, радијација гасне фазе и сагоревања волатила) [45], али се процеси и појаве свакако морају моделирати и посматрати у спрези.

Предвиђања двофазног тока гас-честице при косагоревању спрашеног угља и биомасе се обично добијају нумеричким решавањем временски осредњених

једначина конзервације за гасну фазу у Euler-овом пољу, док се чврста (дисперзна) фаза најчешће моделира помоћу стохастичког или феноменолошког (дифузионог) модела у Lagrange-овом пољу. Утицај дискретне фазе на гасовиту узима се у обзир преко посебних изворних чланова у транспортним једначинама за гас помоћу Particle-Source-In Cell приступа [46], док се утицај турбуленције флуида на дисперзију честице, у оквиру феноменолошког приступа, разматра увођењем дифузионе брзине честица. Дисперзна фаза размењује количину кретања, масу и енергију са гасовитом фазом. У наставку, ради бољег увида у постојеће моделе и досадашња истраживања, приказани су подмодели за дисперзну и гасну фазу који се користе у математичком моделирању процеса косагоревања.

3.2.1. Моделирање кретања честица, зависно од облика и величине

Моделирање дискретне (односно дисперзне) фазе се обично врши нумеричким праћењем честица у Lagrange-овом пољу. Као и код спрашеног угља, финоћа млевења честица биомасе које се уносе у ложиште у великој мери утиче на процес сагоревања. Истичу се три приступа у зависности од потребне сложености модела кретања дисперзне фазе. Rosin-Rammmler-ова расподела се генерално употребљава за карактеризацију расподеле величине честица који год приступ да се користи:

$$Y_d = 100 \exp \left[- \left(d / \bar{d}_p \right)^n \right], \quad (3.1)$$

где су: Y_d - остатак на сити, тј. масена фракција честица већих од честица одређеног пречника d , \bar{d}_p - карактеристични пречник честица, а n - коефицијент полидисперзности (енгл. spread parameter) [47].

Приступ 1. Једноставан приступ, који се користи за CFD предвиђање косагоревања, а који се ослања на претпоставци о сферичном облику честица угља и биомасе. Аеродинамички коефицијент отпора релативном кретању честице у односу на флуид је представљен помоћу коефицијента отпора C_D . Једначина кретања честице у произвољном струјању се описује на следећи начин:

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = \sum \vec{F}_i, \quad (3.2)$$

где су: m_p - маса честице, \vec{u}_p - вектор транслаторне брзине центра честице и $\sum \vec{F}_i$ - сума вектора сила које делују на честицу. Силе које су разматране у овом приступу су сила отпора релативном кретању честица и гравитациона, односно узгонска сила, тако да једначина кретања постаје:

$$\frac{d\vec{u}_p}{dt} = F_D (\vec{u} - \vec{u}_p) + \frac{\rho_p - \rho}{\rho_p} \vec{g}, \quad (3.3)$$

где су: \vec{u} - брзина гасне фазе, ρ_p - густина честице, ρ - густина флуида, \vec{g} - убрзање земљине теже. Члан F_D се изражава као:

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D \text{Re}_p}{24}. \quad (3.4)$$

У претходној једначини μ представља динамичку вискозност, а Re_p - Reynolds-ов број релативног кретања који се дефинише помоћу следећег израза:

$$\text{Re}_p = \frac{\rho d_p |\vec{u} - \vec{u}_p|}{\mu}. \quad (3.5)$$

Коефицијент отпора C_D је дат стандардном једначином за неколико опсега Re_p :

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{\text{Re}_p} + \frac{a_3}{\text{Re}_p^2}, \quad (3.6)$$

где су a_1 , a_2 и a_3 константе које се примењују на глатке сферичне честице за неколико опсега Re_p .

Приступ 2. Да би се узели у обзир ефекти одступања (девијације) облика честица биомасе од сферичног облика, уводи се фактор облика честица Θ , који има вредност мању од један. Коефицијент отпора који делује на несферичне честице може се изразити као функција Reynolds-овог броја сферичних честица и фактора облика [48]:

$$C_D = (24 / \text{Re}_{\text{sph}}) (1 + b_1 \text{Re}_{\text{sph}}^{b_2}) + [b_3 \text{Re}_{\text{sph}} / (b_4 + \text{Re}_{\text{sph}})], \quad (3.7)$$

где су изрази за параметре b_1 , b_2 , b_3 и b_4 преузети из рада [48]:

$$b_1 = \exp(2,3288 - 6,4581 \cdot \Theta + 2,4486 \cdot \Theta^2)$$

$$b_2 = 0,0964 + 0,5565 \cdot \Theta$$

$$b_3 = \exp(4,9050 - 13,8944 \cdot \Theta + 18,4222 \cdot \Theta^2 - 10,2599 \cdot \Theta^3)$$

$$b_4 = \exp(1,4681 + 12,258 \cdot \Theta - 20,7322 \cdot \Theta^2 + 15,8855 \cdot \Theta^3).$$

Фактор облика (енгл. shape factor) се дефинише помоћу израза [48]:

$$\Theta = \frac{s}{S}, \quad (3.8)$$

где s представља површину сферне честице са еквивалентном запремином као дата несферична честица, а S стварну површину несферичне честице.

Приступ 3. За несферичне честице додатна узгонска сила постаје важна, зато што аеродинамичке силе уводе обртни момент на честице јер им се центар потиска не поклапа са центром масе, тако да се поред translације мора разматрати и ротација несферичних честица [49]. Кретање честица биомасе укључују у овом приступу и translацију и ротацију:

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = \vec{F}_i, \quad (3.9)$$

$$I_{x'} \frac{d\omega_{x'}}{dt} = \omega_{y'} \omega_{z'} (I_{y'} - I_{z'}) = T_{x'}, \quad (3.10)$$

$$I_{y'} \frac{d\omega_{y'}}{dt} = \omega_{z'} \omega_{x'} (I_{z'} - I_{x'}) = T_{y'}, \quad (3.11)$$

$$I_{z'} \frac{d\omega_{z'}}{dt} = \omega_{x'} \omega_{y'} (I_{x'} - I_{y'}) = T_{z'}, \quad (3.12)$$

где су: $I_{x'}, I_{y'}, I_{z'}$ - моменти инерције у односу на осе честица, $\omega_{x'}, \omega_{y'}, \omega_{z'}$ - угаоне брзине и $T_{x'}, T_{y'}, T_{z'}$ - обртни моменти који делују на честицу. Силе које делују на честицу у овом приступу су: узгонске силе за сферичне и несферичне честице, сила гравитација, сила услед градијента притиска у флуиду и виртуелна масена сила услед релативно лаких честица биомасе [49]. Коефицијент отпора се одређује помоћу релације [50]:

$$\frac{C_D}{K_2} = \frac{24}{\text{Re}_p K_1 K_2} \left[1 + 0,01118 (\text{Re}_p K_1 K_2)^{0,6567} \right] + \frac{0,4305}{1 + 3305 / (\text{Re}_p K_1 K_2)} \quad (3.13)$$

где су коефицијенти K_1 и K_2 функције пречника честица и фактора облика [49].

Други приступ се најчешће користи у моделирању косагоревања у ложиштима, пошто је показано да се добија добар компромис између постигнуте тачности и рачунарске захтевности [51].

3.2.2. Загревање честица

За почетну фазу загревања спрашених горива примењују се два приступа, која су објашњена у наставку.

Приступ 1. Обично се у моделирању претпоставља еквивалентна сферна површина честице дате запремине и изотермна расподела температуре унутар честице [51]. Једноставна једначина топлотног биланса за одређивање температуре честице услед конвекције и радијације ка површини честице, пише се у облику:

$$m_p c_{pp} \frac{dT_p}{dt} = \dot{Q}_c + \dot{Q}_r, \quad (3.14)$$

где су: T_p - температура честице, c_{pp} - специфични топлотни капацитет честице, а \dot{Q}_c и \dot{Q}_r топлотни флуksеви (количине топлоте пренете у јединици времена) конвекцијом и радијацијом, редом. Једначина унутрашњег загревања честица се примењује све док је температура честица нижа од температуре испаравања.

Приступ 2. Ли и сарадници су уочили да се добијају лоша предвиђања када се користи апроксимација сферичности за несферичне честице пречника преко 200-300 μm , и нагласили да је потребно детаљније моделирање [52]. Већина разматраних студија у литератури се ограничавају на цилиндричне облике честица биомасе. У [53] су моделиране честице вишегодишње траве – дивљега проса (енгл. switchgrass-a) као цилиндри и примећена су побољшања у предвиђању времена задржавања и сагоревања честица у котлу. Такође, у [49] честице сламе су моделиране као да су цилиндричног облика. Недавно, CFD подмодел за пренос топлоте унутар великих честица горива различитих облика је

развио Gubba са групом аутора [51]. У овом приступу узет је у обзир комбиновани ефекат провођења топлоте кроз честицу биомасе, помоћу следеће једначине:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{q}{\lambda} \frac{\partial \rho_p}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\Theta}{r} \frac{\partial T}{\partial r}, \quad (3.15)$$

где су: α - топлотна дифузивност дефинисана релацијом $\alpha = \lambda / (\rho_p c_p)$, T - локална температура, t - време, q - јединични масени извор/понор топлоте, λ - коефицијент провођења топлоте, r - радијална димензија и Θ - фактор облика (за плочу $\Theta = 0$, за цилиндар $\Theta = 1$, а за сферу $\Theta = 2$). Гранични услови за температуре центра и површине честице се одређују на основу следећих израза:

$$\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_0} = \dot{q}_c + \dot{q}_r, \quad (3.16)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=0} = 0, \quad (3.17)$$

где су: r_0 - спољни полупречник честице, \dot{q}_c - специфични конвективни топлотни флуks дефинисан изразом $\dot{q}_c = h(T_{\text{gas}} - T_{\text{sur}})$, у којем је $h = Nu\lambda / l_{\text{kar}}$ - коефицијент прелаза топлоте који се рачуна помоћу Nusselt-овог броја дефинисаног једначинама (3.18)-(3.20) за сферу, цилиндар и плочу, редом, l_{kar} - карактеристична дужина, T_{gas} - температура гаса, T_{sur} - температура површине честице, \dot{q}_r - специфични радијациони топлотни флуks дефинисан изразом $\dot{q}_r = \varepsilon_p \sigma (T_{\text{rad}}^4 - T_{\text{sur}}^4)$, ε_p - емисивност честице, σ - Stefan-Boltzmann-ова константа и T_{rad} - температура радијације.

$$Nu = 2,0 + 0,6 Re_p^{0,5} Pr^{0,3334} \quad (3.18)$$

$$Nu = 0,3 + \frac{0,6 Re_p^{0,5} Pr^{0,333}}{\left(1 + \left(\frac{0,4}{Pr}\right)^{0,667}\right)^{0,25}} \left[1 + \left(\frac{Re_p^{0,5}}{282000}\right)^{0,625}\right]^{0,8} \quad (3.19)$$

$$Nu = 0,644 Re_p^{0,5} Pr^{0,333} \quad (3.20)$$

У претходним једначинама са Pr је означен Prandtl-ов број дефинисан релацијом $Pr = \mu c_p / \lambda$.

Предвиђање простирања топлоте унутар цилиндричних честица анализирано је у раду [53]. Закључено је да је температурни градијент велики током почетног загревања (прва 2 min), али да температура постаје скоро константна после 11 min при температури флуида од 643 K. Даљом анализом расподеле радијалне температуре, при температури флуида од 1643 K, уочено је да за честице релативно малог пречника температура унутар честице постаје приближно константна после 1,5 s. Међутим, за веће честице потребно време за униформност температуре унутар честице је 8,5 s.

3.2.3. Сушење/испаривање влаге

Процес испаривања влаге за већину модела сагоревања угља је уграђен у подмодел за деволатизацију. Међутим, при сагоревању биомасе садржај влаге је обично од великог значаја. Влага има утицај на загревања и паљење горива и њено испаривање успорава свеукупно сагоревање честица. У неким случајевима може чак и да доминира у процесу сагоревања [44]. Сходно томе, фаза испаривања се често третира као посебан процес. Током истраживања паљења биомасе у раду [54] је утврђено да садржај влаге у биомаси може имати велики утицај на време паљење горива. Влага у угљу или биомаси се може узети у обзир у CFD моделима укључивањем подмодела испаривања влаге из честице. Време паљења честице од 1 mm, која се загрева до 2200 K, се повећава са 0,0076 s за садржај влаге од 5% на 0,0264 s за садржај влаге од 25%. Дакле, честици са 25% садржаја влаге је потребно 3,5 пута више времена да достигне температуру паљења у односу на честицу са малим садржајем влаге. Насупрот томе, постоје примери где садржај влаге у биомаси није велики. Садржај влаге *Syntherisma Cardunculus* је веома мали и, поред тога, примарним ваздухом загрејаним на 85 °C уклања се већи део влаге, тако да је процес сушења занемарљив. За релативно мали садржај влаге у дрвету који се користио у [55] (са 7% масеним уделом) процес сушења се завршава у року од 0,15 s. При загревању честица и сушења, претпоставља се да честице дрвета почињу да отпуштају влагу на релативно ниској температури од око 25 °C веома малом брзином испаривања. Брзина испаривања ће се повећавати са повишењем температуре честице све док честица не достигне тачку кључања воде при којој би се сва добијена топлота користила за

испаривање влаге. Величина честица је такође важна у погледу времена загревања - удвостручењем величине честице удвостручује се време паљења. За све величине честица важи да се са вишом температуром околине током загревања постиже краће време паљења.

Загревање честице, при изотермној претпоставци (температура је константна у целој запремини честице), узимајући у обзир испаривање влаге описује се следећом једначином топлотног биланса [55]:

$$m_p c_{pp} \frac{dT_p}{dt} = \dot{Q}_C + \dot{Q}_r - \dot{Q}_v, \quad (3.21)$$

у којој је $\dot{Q}_v = \frac{dm_p}{dt} h_v$ топлотни флуks испаривања, а h_v представља специфичну латентну топлоту.

3.2.4. Деволатилизација

Процес деволатилизације игра важну улогу у сагоревању угља и биомасе, тако да је тачно моделирање деволатилизације неопходно да би се извршила успешна CFD израчунавања. Деволатилизација је процес који подразумева разлагање честица угља на повишеним температурама у мешавину гасова, тера⁸ и коксног остатка. За симулирање процеса деволатилизације у већини CFD модела за косагоревање се претпоставља да је цела честица изотермна и да волатили напуштају честицу тренутно. Такође, постојећи модели деволатилизације угља су обично прилагођени за деволатилизацију биомасе. Два главна теоријска приступа која се користе у моделирању деволатилизације су структурни и емпиријски модели [56]. Модели из прве групе описују понашање деволатилизације под претпоставком пуцања унутрашњих веза у макромолекулу угља, док емпиријски модели користе глобалне кинетике за моделирање комплексних процеса деволатилизације при чему се Arrhenius-ови изрази користе за корелацију брзине губитка масе и температуре. Иако су емпиријски модели деволатилизације много мање рачунарски захтевни од структурних, њихова емпиријска природа их чини тешком за коришћење за горива и брзине загревања који нису у опсегу за које су изведени Arrhenius-ови параметри. Свеобухватан преглед модела

⁸ Тер – течни производ термичког разлагања.

деволатилизације дат је у [57]. Најчешће коришћени модели за деволатилизацију при косагоревању су:

The constant rate model (CRM) – у коме се волатили ослобађају константном брзином [58]:

$$-\frac{1}{f_{v,0}(1-f_{w,0})m_{p,0}} \frac{dm_p}{dt} = A_0, \quad (3.22)$$

где су: $f_{v,0}$ - почетни масени удео волатила у честици, $f_{w,0}$ - почетни масени удео влаге у честици, $m_{p,0}$ - почетна маса честице и A_0 - константна брзина која се дефинише као улазни податак (унапред задата вредност је 12 s^{-1}).

The single kinetic rate model (SRM) – у коме се претпоставља да је брзина деволатилизације првог реда [59]:

$$\frac{dm_p}{dt} = k_{\text{vol}} \left[m_p - (1-f_{v,0})(1-f_{w,0})m_{p,0} \right], \quad (3.23)$$

где је k_{vol} - кинетичка брзина издвајања волатила дефинисана Arrhenius-овим изразом:

$$k_{\text{vol}} = A_{\text{vol}} \exp(-E/RT), \quad (3.24)$$

у коме су: A_{vol} - предекспоненцијални фактор, E - енергија активације и R - универзална гасна константа.

The two competing rates Kobayashi model (TCRM) – у коме се претпостављају две брзине деволатилизације \mathfrak{R}_1 и \mathfrak{R}_2 које се „такмиче” (енгл. competing rates) у зависности од различитог опсега температуре. Ове две кинетичке брзине се рачунају да би се добио израз за деволатилизацију у следећем облику [60]:

$$\frac{m_v(t)}{(1-f_{w,0})m_{p,0} - m_{\text{ash}}} = \int_0^t (\alpha_1 \mathfrak{R}_1 + \alpha_2 \mathfrak{R}_2) \exp\left(-\int_0^t (\mathfrak{R}_1 + \mathfrak{R}_2) dt\right) dt. \quad (3.25)$$

У претходном изразу $m_v(t)$ је масени принос волатила до времена t , α_1 и α_2 представљају факторе приноса волатила, тј. стехиометријске параметре који се могу дефинисати као удео волатила у току техничке анализе и удео волатила који

се издвоји при високим температурама, редом, а m_{ash} је масени садржај пепела у честици.

Tabulated-devolatilization-process model (TDP) – у коме је Hashimoto са групом аутора [61] предложио нов модел деволатилизације користећи глобалну кинетику на основу Arrhenius-овог израза за зависност између температуре и губитка масе честице. Главна новина лежи у чињеници да Arrhenius-ови параметри, који су константи у SRM-у и TCRM-у, мењају вредности током симулација на основу промене температуре честица у сваком итерационом кораку. База за Arrhenius-ове параметре се заснива на експерименталним вредностима или на основу информација добијених из структурних модела деволатилизације.

Са претходно приказаним моделима не одређују се компоненте волатила и њихови удели у процесу деволатилизације, већ се само помоћу израза за кинетике реакције израчунавају брзине издвајања испарљивих.

The Chemical Percolation Devolatilization model (CPD) – За разлику од претходно поменутих модела деволатилизације угља, који су засновани на емпиријским брзинама реакције, овај структурни модел описује понашање деволатилизације брзо загрејаног угља на основу физичких и хемијских трансформација у структури угља [62]. CPD модел разматра више механизма у структури угља укључујући: кидање веза и њихово преуређење, пуцање бочних веза и ослобађање волатила, дестилацију тера и међусобно везивање. Развијен је општи модел за деволатилизацију биомасе услед разних механизма, нарочито услед велике брзине загревања (до 1000 K s^{-1}) и високе температуре (до 1400 K) [63]. Модел је унапређен проширењем CPD-а за угаљ, за три главне компоненте биомасе (целулозу, хемицелулозу и лингнин) на основу њене специфичне хемијске структуре.

FG-DVC model – је комбинација модела функционалних група за одређивање састава волатила (енгл. Functional Group) и модела деполимеризације – издвајања – образовања нових веза за формирање тера и коксног остатка (енгл. statistical

Depolymerization, Vaporization, and Crosslinking) [64], [65]. У раду [66] FG-DVC модел је успешно прилагођен за пиролизу биомасе. За деволатилацију биомасе у [23] је употребљен FG-Biomass модел.

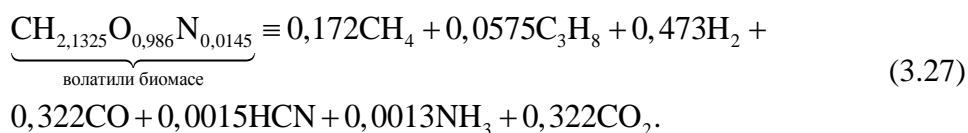
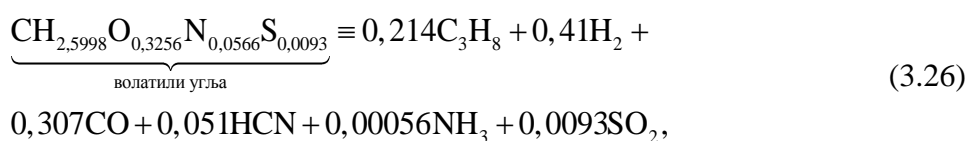
FLASHCHAIN model – је развијен за предвиђање приноса и карактеристике волатила за разне угљеве и радне услове [67]. Овај модел се показао корисним у случајевима у којима је елементарна анализа једини доступан податак. За деволатилацију биомасе развијен је BIO-FLASHCHAIN модел [68].

На основу последња три модела одређују се количине и састав волатила током процеса деволатилације.

3.2.5. Хомогене реакције волатила

Када волатили напусте честицу горива почиње њихово мешање са кисеоником из ваздуха и сагоревање у гасној фази, која игра веома важну улогу у паљењу, локалној стехиометрији, стабилности пламена и емисији полутаната. Уобичајене кинетике које се користе за хомогене реакције волатила су:

Global 1-step reaction mechanism – су развили Jones и Lindstedt за сагоревање угљоводоника [69]. У [70] два волатила за угаљ и биомасу се представљају као две смеше реалних компоненти које улазе у састав волатила, редом:



Global 2-step reaction mechanism – у коме се након сагоревања волатила биомасе и угља, као други корак уводи оксидација интермедијера CO тако да се добије CO₂, и која је повратна реакција [71]. Овим механизмом разматрају се три реакције сагоревања волатила, а модел је развијен помоћу WD 2-step mechanism-a [72].

JL 4-step global combustion mechanism – у коме је, коришћењем global 1-step reaction mechanism-а предложено сагоревање угљоводоника до бутана C_4H_{10} . Овим механизмом посматра се 6 реакција сагоревања волатила [47].

3.2.6. Интеракција турбуленције и хемијске кинетике

Хомогене реакције волатила као и њихова брзина је контролисана како хемијском кинетиком сагоревања, тако и турбулентним мешањем гасова. Неколико модела за повезивање турбуленције и хемијске кинетике су примењена на косагоревање. У наставку је дат преглед најчешће коришћених модела:

Finite-rate/eddy-break-up model – је наставак Eddy-Break-Up модела (EBU) у коме се претпоставља да су хемијске реакције врло брзе и да је процес контролисан искључиво турбулентним мешањем [73]. У овом моделу рачуна се кинетичка брзина реакције поред брзине предложене EBU моделом. Процес хомогеног сагоревања се одређује споријим од два механизма: хемијске кинетике и турбулентног мешања [74].

Finite-rate/eddy dissipation model – у коме Eddy Dissipation Model (EDM) представља модификацију EBU модела. У EDM-у се за израчунавање брзине хемијске реакције усваја најмања од три брзине турбулентног мешања на основу масеног удела оксиданта, масеног удела реактанта и масеног удела продуката. У [70] је примењен овај модел у нумеричким симулацијама процеса косагоревања.

Eddy Dissipation Concept (EDC) model – представља проширење EDM-а да би се детаљна Arrhenius-ова хемијска кинетика укључила у реактивно турбулентно струјање. Претпоставка је да се реакције јављају у малим турбулентним размерама (енгл. fine scales), па се стога израчунавају запремински удели малих размера турбуленције у којима се реакције дешавају [75]. Модел је погоднији за сложеније скупове реакција од претходног модела и захтева мање корисничког подешавања, али је прорачунски захтеван. Примењен је у неким нумеричким студијама косагоревања [70].

Equilibrium approach – користи табеларне вредности за хемијску кинетику на основу прорачуна равнотеже. У овом моделу се не решавају транспортне једначине појединачних компонената. Уместо тога, решавају се транспортне једначине за вредности два скалара који представљају смешу фракција, као и њихова одступања од средњих вредности, а након тога се удели компонената изводе из предвиђене расподеле смеше фракција. Интеракција турбуленције и хемијске кинетике је описана са претпостављеним приступом PDF (енгл. Probability Density Function). Овај модел је примењен у [33] за косагоревање пшеничне сламе и угља.

Mixed-is-reacted approach – у моделу продукти сагоревања настају тренутно када се оствари мешање горива и оксиданта. Масени удели горива, оксиданта и продуката се добијају решавањем транспортних једначина за средње вредности смеше фракција и њихових одступања од средњих вредности за свако гориво. Овај модел примењен је у [38].

Иако је simplified 2-step global reaction mechanism са EDM-ом веома широко коришћен у CFD моделирању косагоревања, JL 4-step global combustion mechanism са EDC-ом се показао да је тачнији. Са Equilibrium и Mixed-is-reacted моделима доводи се до значајног смањења прорачунског времена. Међутим, она су адекватна за реактивне токове са великим Damköhler⁹-овим бројем ($Da \gg 1$).

3.2.7. Сагоревање коксног остатка

При сагоревању коксног остатка који представља хетерогени процес, кисеоник из слободне струје дифундује кроз гранични слој ка чврстој површини, а брзина хемијске реакције се углавном повезује са спољашњом површином честице [76]. На површини честице долази до хемијске реакције кисеоника са угљеником, одакле продукти сагоревања дифундују кроз гранични слој до слободне струје. У случају сагоревања коксног остатка биомасе брзина сагоревања је компликованија, пошто не зависи само од састава биомасе, већ и од

⁹ Damköhler-ов број – бездимензиони фактор који представља однос брзине хемијских реакција и дифузионе брзине турбулентног мешања.

облика и величине честице. Коксни остатак биомасе је много реактивнији од коксног остатка угља, зато што фиксни угљеник у биомаси има мање уређену структуру. За разлику од честица угља које омекшавају и настоје да буду сферичне, честице биомасе углавном задржавају свој првобитни неправилан облик током деволатилизације. Постојећи модели за сагоревање коксног остатка угља се примењују за биомасу са малим изменама. Најчешће коришћени модели су:

The diffusion-limited surface reaction rate model – у коме се претпоставља да се површинска реакција одвија брзином одређеном дифузијом оксиданта из гасовите фазе до пара честице коксног остатка. У [53] је примењен овај модел за сагоревање цилиндричних честица биомасе, са модификацијом услед несферичности честице:

$$\frac{dm_p}{dt} = -4\pi d_p D_{i,m} \frac{x_{ox} T_\infty \rho_f}{s_b (T_p + T_\infty)} \phi_{en}, \quad (3.28)$$

где су: $D_{i,m}$ - коефицијент дифузије оксиданта у околном гасу, x_{ox} - локални масени удео кисеоника у гасу, T_∞ - температура флуида на месту честице, ρ_f - густина флуида, s_b - стехиометријски коефицијент реакције за кисеоник, а ϕ_{en} - корекциони фактор (енгл. enhancement factor) који се уводи услед несферичног облика честица (посебно израженог код биомасе). Корекциони фактор се рачуна као [77]:

$$\phi_{en} = \frac{0,3 \cdot \Theta + 0,7}{\Theta}. \quad (3.29)$$

The kinetic/diffusion-limited rate model – у коме се претпоставља да се површинска реакција одвија у комбинованом кинетичко-дифузионом режиму [33]. Губитак масе услед сагоревања коксног остатка је одређен изразом [78]:

$$\frac{dm_p}{dt} = -A_p P_{ox} \frac{D_o \mathcal{R}_c}{D_o + \mathcal{R}_c} \phi_{en}, \quad (3.30)$$

при чему је A_p - површина честице, а $p_{\text{ок}}$ - парцијални притисак оксиданта у околном гасу. Дифузиони параметар трансфера масе D_o гласи:

$$D_o = C_1 \frac{[(T_p + T_\infty)/2]^{0.75}}{d_p}, \quad (3.31)$$

где је C_1 константа. Параметар брзине хемијске реакције \mathfrak{R}_c дат је у облику:

$$\mathfrak{R}_c = C_2 \exp(-E/RT_p), \quad (3.32)$$

при чему је C_2 константа. У овом моделу претпоставља се да пречник честице остаје константан, док се њена густина смањује.

The Smith's intrinsic model – у коме се претпоставља да брзина реакције на површини укључује ефекте и дифузије гаса и хемијске реакције [79]. Овај модел је сличан претходном моделу са једином разликом за израчунавање хемијске брзине реакције, која је експлицитно изражена помоћу „унутрашње” хемијске кинетике (независне од кинетике транспортних процеса) и брзине дифузије у порама [79]:

$$\mathfrak{R}_c = \eta \frac{d_p}{6} \rho_g A_g k_i, \quad (3.33)$$

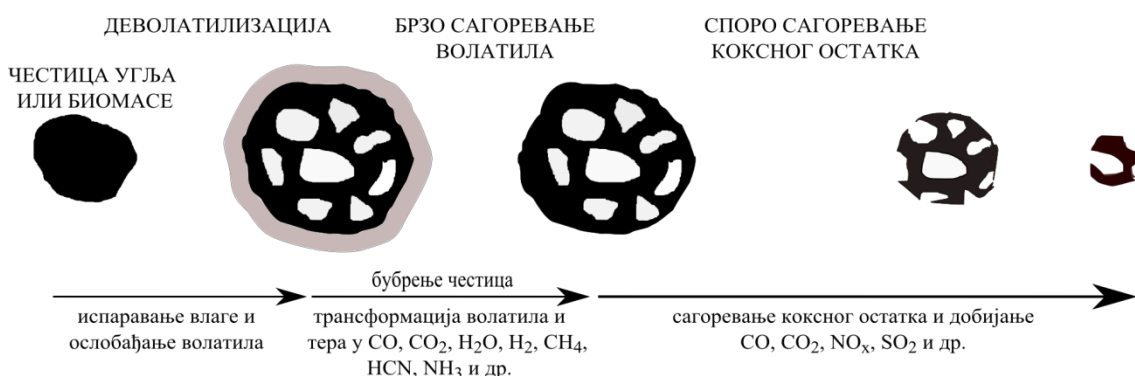
где су: A_g - специфична унутрашња површина честице коксног остатка, η - фактор ефективности који представља однос стварне брзине сагоревања и максималне брзине сагоревања када не би постојао отпор дифузије у порама, k_i - унутрашња брзина реактивности дефинисана Arrhenius-овим изразом [45].

3.3. Одабир модела сагоревања спрашених горива при косагоревању за решавање разматраних проблема

Процеси који се одигравају у ложиштима на спрашени угаљ су изузетно сложени и међусобно спрегнути, и обухватају: турбулентно струјање, сагоревање у гасној фази, дисперзију честица, деволатилизацију, радијацију, сагоревање коксног остатка, формирање полутаната и наслага шљаке. Њихово моделирање упркос увек присутним поједностављењима веома сложено и тешко. При сагоревању спрашених чврстих горива разликује се неколико фаза, које су

делимично симултане: загревање честице, издвајање влаге, деволатилизација, сагоревање волатила и реакције коксног остатка [80], приказане на слици 3-6. Основа за развој комплексног модела косагоревања је формирање одговарајућих подмодела за сваки од поменутих процеса. У поглављу 3.2. дат је преглед уобичајених приступа коришћених од стране разних истраживача за формирање елементарних модела.

У овој дисертацији, при развоју комплексног сопственог модела, подмодел загревања честица није узет у обзир, јер би додатно повећао захтевност у смислу потребе за рачунарским ресурсима, а истовремено би представљао извор потенцијалне нестабилности, тако да се честице спрашеног горива посматрају као изотермне. Усвајање неизотермности у целој запремини честице угља није генерално толико значајно, док код честица биомасе због већих величина може да утиче на резултате прорачуна, па остаје отворено питање колико би се разликовали резултати за изабрани модел у случају третирања неизотермности честице.



Слика 3-6. Шематски приказ процеса који се одвијају при сагоревању спрашених горива.

Влага присутна у угљу и биомаси се ослобађа при загревању честице до приближно 100 °C. За ослобађање влаге усвојено је моделирање помоћу Arrhenius-овог израза.

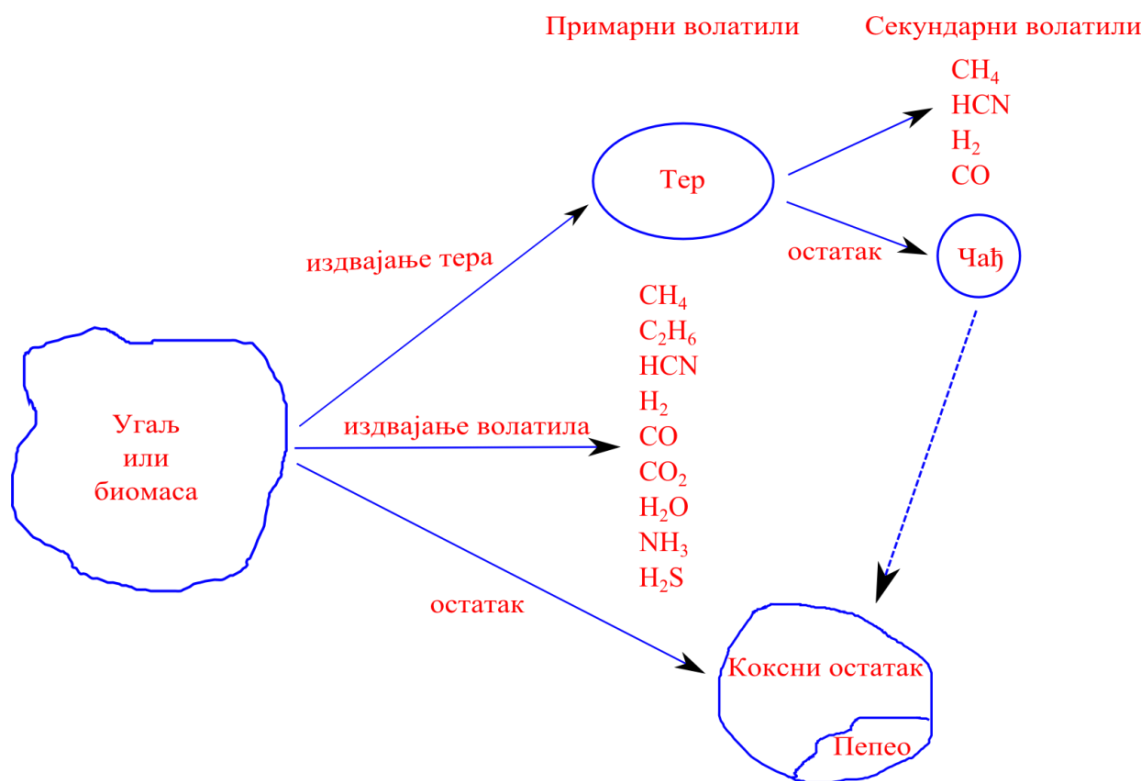
При даљем загревању преко 100 °C, поред влаге издвајају се и волатили (гориве испарљиве материје). Као што је раније поменуто, постоје два приступа за моделирање деволатилизације, а то су структурни и емпиријски модели. За

разлику од емпиријских модела са којим се не предвиђа састав волатила, структурни модели омогућавају да се прецизно одреди количина и састав волатила користећи као улаз експерименталне податаке. Међутим, структурни модели су прилично сложени, рачунарски захтевни, неки недоступни, а неки представљају својеврсну „црну кутију”, односно у њих се не може ни унети све оно што би дефинисало конкретне радне услове. Такође, структурни модели су за сада углавном развијени за иностране угљеве, а у неким радовима се показало и да немају у потпуности добра слагања у поређењу са експерименталним резултатима домаћих угљева [81]. Зато је за развијање сопственог модела сагоревања, који би требало да обезбеди адекватна предвиђања за читав опсег спрашених горива, изабран емпиријски *single kinetic rate model* потпомогнут подмоделима за одређивање састава и количине волатила, тако да модел деволатилизације буде релативно једноставан за практичну примену. Дакле, у SRM-у се претпоставља да је брзина деволатилизације првог реда, при чему се Arrhenius-ови изрази користе за корелацију брзине губитка масе и температуре [59].

Са SRM-ом се не предвиђа састав волатила, па су зато дефинисани и подмодел за одређивање састава волатила угља и биомасе. У овој дисертацији подмодел за одређивање састава и количине волатила угља се дефинише помоћу матрице коју је описао Merrick у раду [82]. Детаљнији опис овог подмодела биће приказан у поглављу 4.2.9. Суштина подмодела је да се на основу познате техничке и елементарне анализе горива одреди састав и количина волатила. Решавањем предложене матрице, волатиле угља чине следеће компоненте: CH_4 , C_2H_6 , CO , CO_2 , H_2 , H_2O , NH_3 и H_2S . Међутим, предложени Merrick-ов подмодел није се могао искористити у потпуности за биомасу услед добијања физички нереалних вредности за неке компоненте волатила, тако да овај подмодел није погодан за горива са великим садржајем волатила. Зато је предложен нов подмодел за одређивање састава волатила биомасе који представља комбинацију Merrick-ове матрице и подмодела који су предложили Хи и Tomita у [83]. Развијени модел у [83] се показао да има добро слагање са структурним FLASHCHAIN моделом [67] у коме је елементарна анализа једини доступан податак.

Усвојени модел деволатилизације са саставом волатила приказан на слици 3-7. је сличан приступу који је усвојио Bradley за ламинарно сагоревање спрашених угљева [84]. Дакле, поред примарних волатила, усвојено је да се тер при секундарној деволатилизацији разлаже на CH_4 , HCN , H_2 , CO и чађ (енгл. soot). Чађ се даље посматра као чист угљеник који сагорева као коксни остатак.

Продукти деволатилизације ступају у реакцију са кисеоником у непосредној близини честица коксног остатка, што доводи до сагоревања горивих испарљивих материја. За хомогене реакције разматрају се једначине сагоревања метана, водоника и угљен-моноксида, при чему се решавају једначине масених удела гасовитих компоненти у смеси. Хомогена реакција волатила као и њихова брзина је контролисана како хемијском кинетиком сагоревања, тако и турбулентним мешањем гасова. За повезивање турбуленције и хемијске кинетике одабран је finite-rate/eddy-break-up model у коме се процес хомогеног сагоревања одређује споријим од два механизма: хемијске кинетике и турбулентног мешања. У механизму турбулентног мешања усваја се мања брзина од две брзине мешања на основу масеног удела оксиданта и масеног удела реактанта.



Слика 3-7. Модел деволатилизације и састав волатила.

При сагоревању спрашених горива, сагоревање коксног остатка као временски најдужи процес (слика 3-6) контролише укупно време сагоревања спрашеног угља и биомасе. За сагоревање коксног остатка угља и биомасе одабран је kinetic/diffusion rate model у коме се претпоставља да се реакција одвија на површини честице брзином контролисаном и кинетичком и дифузионом брзином. При нижим температурама, кисеоник процесом дифузије лако долази до пора честица, па брзина одвијања процеса зависи од хемијских реакција. На вишим температурама брзина хемијских реакција је велика, дифузија се обавља само на спољашњој површини честице, па процес сагоревања коксног остатка контролише дифузија кисеоника из гасне фазе до површине честица. При сагоревању коксног остатка разматра се сагоревање угљеника са кисеоником из околине честице и рачуна одговарајућа брзина промена масе честица угља и биомасе.

У усвојеном комплексном моделу косагоревања претпостављено је да се брзина промена масе честица спрашеног угља и биомасе одвија при константној густини честица, а да се запремина и пречник честица смањују (тзв. shrinking core модел). Укупна промена масе честица у моделу сагоревања се рачуна као збир губитка масе честица услед испаравања влаге, деволатилизације и сагоревања коксног остатка. Када се маса честица смањи испод одређене границе тако да остане само пепео, реакције сагоревања се завршавају.

4. МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ ПРОЦЕСА, ПРОГРАМСКИ КОД И НУМЕРИЧКЕ МЕТОДЕ

Математички модел представља скуп парцијалних диференцијалних једначина, почетних и граничних услова и пратећих алгебарских израза, којима се описују физички и хемијски процеси од интереса. Одабрани математички модел треба да обезбеди тачност и стабилност прорачуна, као и пожељно што брже извођење прорачуна применом нумеричких метода и компјутерског кода. Међутим, ови услови могу бити често супротстављени. На пример, детаљни математички модели који пружају одличан увид у процесе деволатилизације и сагоревања волатила и коксног остатка спрашених горива захтевају значајне рачунарске ресурсе за њихово решавање. Зато је идеја да се поједностављеним моделом опишу посматрани проблеми, имајући при томе на уму реалност и физикалност процеса. У сваком случају, неопходно је да одабрани модели било ког степена сложености обезбеде адекватна предвиђања за читав опсег спрашених горива, тј. угља и биомасе и, истовремено да буду релативно једноставни да омогуће ефикасну практичну примену.

4.1. Основне поставке математичког модела и прорачунског поступка

У овој докторској дисертацији полази се од следећих хипотеза на којима се заснива модел:

- разматра се стационарно турбулентно струјање нестишљивог флуида;
- процеси у гасној фази се описују временски осредњеним парцијалним диференцијалним једначинама одржања масе, количине кретања, енергије, кинетичке енергије турбуленције и њене дисипације, као и масених удела сваке појединачне компоненте гасне смеше;
- гасовита фаза (ложишни гасови) се сматра континуумом која испуњава цео простор и разматра по Euler-овом приступу, а чврста (дисперзна) фаза (честице спрашеног угља и биомасе, коксног остатка и пепела) по Lagrange-овом. Утицај чврсте фазе на гасовиту узима се у обзир преко

посебних изворних чланова (PSI-Cell¹⁰ метода) у транспортним једначинама за гас, док се утицај турбуленције флуида на честице разматра увођењем дифузионе брзине честице;

- користи се шестофлуksни модел преноса топлоте зрачењем – билансно решавање флуksева зрачења у позитивним и негативним смеровима по координатним осама;
- интеракција турбуленција-радијација се занемарује;
- нема међусобних судара честица;
- судари честица са зидовима се третирају као потпуно еластични¹¹;
- термодинамичка и транспортна својства се одређују термодинамичким релацијама, емпиријским и полуемпиријским изразима, апроксимацијама и аналогијама на основу претходних искуства;
- за почетне и граничне услове примењује се уобичајени приступ у математичком моделирању елиптичког типа парцијалних диференцијалних једначина;
- разматрају се и хомогене и хетерогене хемијске реакције;
- загревање честица спрашених горива је довољно брзо да се може сматрати тренутним, тако да се не разматра провођење топлоте кроз честице, већ је температура честица константна унутар целе њене запремине;
- честице при сагоревању мењају величину (пречник), али не и густину;
- усваја се да су честице угља и биомасе сферног облика, при чему се за честице биомасе уводи фактор облика, којим се узима у обзир њена несферичност у једначини кретања и при сагоревању;
- у моделирању се може претпоставити сличност између сагоревања спрашеног угља и биомасе, али уз значајне разлике у механизмима и кинетици, услед разноликости биомасе као горива и разлика у односу на угаљ;

¹⁰ PSI-Cell - Particle Source in Cell.

¹¹ При потпуно еластичном судару честице са зидом брзина по интензитету остаје иста пре и после удара о зид, а угао под којим честица удари у зид је исти као угао под којим се одбија од зида (мења се смер нормалне компонента брзине на зид).

- континуално струјно поље се на задовољавајући начин апроксимира коначним бројем контролних запремина;
- парцијалне диференцијалне једначине се дискретизују методом коначних запремина, а добијени систем линеарних алгебарских једначина нумерички решава;
- алгебарске једначине се решавају итеративно, а стабилизација итерационог поступка се изводи техником подрелаксације.

4.2. Математички модел процеса у ложишту

У овом поглављу, моделиране једначине за гасовиту фазу у реактивном двофазном гас-честице турбулентном току су приказане у општој Descartes-овој тензорској нотацији.

4.2.1. Једначина одржања масе (једначина континуитета)

Закон одржања масе казује да је прираштај масе у јединици времена у елементу запремине dV једнак разлици улазних масених протока у елементу dV и излазних масених протока из елемента dV . У стационарном струјању једначина континуитета има следећи облик:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho U_i) = S_p^m, \quad (4.1)$$

где S_p^m представља изворни члан за размену масе између фаза услед хемијских реакција.

4.2.2. Једначина одржања количине кретања

Закон одржања количине кретања говори да је прираштај количине кретања у јединици времена у елементу запремине dV једнак разлици улазних флукса количине кретања у запремину dV и излазних флукса количине кретања из запремине dV и збиру свих сила (површинске и запреминске) које делују на масу флуида у запремини dV . Помоћу Newton-ове хипотезе о напонима [85], према којој је тензор напона линеарна функција тензора брзине

деформисања, и једначине количине кретања добија се Navier-Stokes-ова једначина која има следећи облик за нестишљиво струјање и стационарне услове:

$$\rho u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_j}, \quad (4.2)$$

где је u_i тренутна брзина флуида, $\mu = \rho \nu$ представља коефицијент динамичке вискозности (физичко својство флуида), а ν кинематска вискозност.

Ламинарно (слојевито) струјање одржава се у неком струјном пољу до одређене вредности брзина, а повећање брзина доводи до нарушавања слојевитости и до појаве турбуленције. Струјање је ламинарно док је вискозност „способна” да делиће „присиљава” да клижу слојевито један преко другог. Када вискозност постане немоћна за то, настојање бржег делића да повуче спорији, односно одупирање споријег, доводи до међусобног мешања делића, па струјање постаје турбулентно [86]. Турбулентно струјање је по својој природи увек хаотично, нестационарно, тродимензионо, ротационо и дисипативно.

Примењујући правила Reynolds-ове статистике осредњавања у времену (поред осталих израза, тренутна нестационарна вредност променљиве се раздваја на просечни, тј. усредњени део по времену, и флукуациони део, тј. део који одступа од просечне вредности, [87])¹² добијају се временски осредњене Navier-Stokes-ове једначине, тј. Reynolds-ове једначине за турбулентно струјање:

$$\rho U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = \rho F_i - \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i u_j} \right). \quad (4.3)$$

Временским осредњавањем Navier-Stokes-ових једначина појављују се допунске конвективне инерцијалне силе условљене турбулентним флукуацијама. Додатни турбулентни напонски чланови представљају Reynolds-ове напоне $-\overline{\rho u_i u_j}$ који формирају матрицу турбулентних напона - симетричан тензор другог реда. Систем Reynolds-ових једначина је незатворен и основни проблем је повезивати карактеристике флукуационог поља са пољем просечних величина (тј. осредњених по времену). Да би се формирали модели који повезују корелације флукуационих брзина са просечним брзинама неопходне су претпоставке о турбулентним напонима. Директан пут за решавање проблема турбулентних

¹² $\mathbf{u} = \mathbf{U} + \mathbf{u}'$ ($u = U + u'$, $v = V + v'$, $w = W + w'$), $p = P + p' \dots$

струјања је развој транспортних једначина за турбулентне напоне у циљу затварања система Reynolds-ових једначина. Проблем који уводе транспортне једначине за турбулентне напоне односи се на појаву нових чланова у виду корелација трећег реда и тако би се могло ићи у бесконачност. Због тога не постоји егзактно решење Reynolds-ових једначина већ само апроксимативно, при чему се са порастом реда корелација број једначина драстично повећава. Проблем се ублажава тиме што се са повећањем реда корелација њихов утицај на коначно решење смањује, па се тако заустављањем на одређеном нивоу и увођењем апроксимација на основу познавања физике појединих феномена отвара проблем моделирања турбуленције.

Помоћу Boussinesq-ове теорије (која је најшире прихваћена), према којој су по аналогији са вискозним напонима турбулентни напони изражени преко градијента брзине главног тока, проблем затварања једначина турбулентног тока се своди на одређивање турбулентне вискозности. Турбулентна вискозност представља карактеристику брзинског поља. Boussinesq-ова теорија о турбулентним напонима се изражава помоћу конститутивне релације (у литератури позната као линеарни концепт турбулентне вискозности) у следећем облику:

$$-\overline{\rho u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij}, \quad (4.4)$$

где је δ_{ij} Кронекер-ов делта оператор, док се коефицијент турбулентне вискозности рачуна помоћу следећег израза, према $k - \varepsilon$ моделу турбуленције:

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon}, \quad (4.5)$$

у којем се кинетичка енергија турбуленције дефинише као $k = 0,5 \overline{u_i' u_i'}$, дисипација кинетичке енергије турбуленције $\varepsilon = \nu \overline{(\partial u_i' / \partial x_j)^2}$, а константа C_μ има вредност 0,09 [88].

Моделирана Reynolds-ова једначина гласи:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_i U_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial x_i} + S_p^{u_i} + U_i S_p^m, \quad (4.6)$$

у којој $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t$ представља ефективну вискозност и рачуна се као збир молекуларне (ламинарне) и турбулентне вискозности, $S_p^{u_i}$ је изворни члан услед сила отпора релативном кретању честица, а $U_i S_p^m$ означава размену количине кретања између фаза.

4.2.3. Моделирање турбуленције

За затварање Reynolds-ових једначина изабран је стандардни двоједначински $k-\varepsilon$ модел у коме се решавају транспортне једначине за турбулентну кинетичку енергију k и диспацију турбулентне кинетичке енергије ε . Модел $k-\varepsilon$ је најпоузданији и најбоље верификован за разна струјања са и без хемијских реакција, без обзира на то што се у моделу уводи претпоставка о изотропној турбуленцији. Егзактна једначина за турбулентну кинетичку енергију се добија када се Navier-Stokes-ова једначина помножи са тренутном брзином, затим временски осредњи тако добијени производ и на крају издвоји једначина за кинетичку енергију [89]. Након тога се добијена егзактна једначина апроксимира тако да се добија моделирана једначина турбулентне кинетичке енергије у следећем облику:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j k)}_{\text{конвекција}} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]}_{\text{дифузија}} + \underbrace{\mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial U_i}{\partial x_j}}_{\text{продукција}} - \underbrace{C_D \rho \varepsilon}_{\text{дисипација}} + \underbrace{2k S_p^m + S_p^k}_{\text{изворни чланови за модулацију турбуленције}} \quad (4.7)$$

Дифузиони члан, који се састоји из вискозног и турбулентног дела, се моделира градијентном апроксимацијом, при чему је σ_k ефективни Prandtl-Schmidt-ов турбулентни број за дифузију турбулентне кинетичке енергије. Продукциони члан, који настаје у највећим вртлозима струјног поља, описује промену кинетичке енергије главног тока у турбуленцију и последица је деформационог рада турбулентних напона на савлађивању градијента брзине главног тока, а за његово моделирање потребно је применити Boussinesq-ову теорију. Додатним чланом $2k S_p^m$ се узима у обзир размена масе између фаза, а члан S_p^k је изворни члан услед флукуација силе отпора релативном кретању.

Дисипација турбулентне кинетичке енергије се јавља у најмањим вртлозима. Добијање егзактне транспортне једначине за ε се добија када се од једначине за тренутне вредности турбулентне брзине одузме њен осредњени део, диференцира по x_j , помножи са $2\nu(\partial u_i / \partial x_j)$ и осредњи по времену [89]. У егзактној једначини за ε карактеристично је да се ниједан члан не може директно мерити, па се моделирање појединих чланова мора заснивати на теоретским и интуитивним претпоставкама. Коришћењем апроксимација добија се моделирана једначина брзине дисипације турбулентне кинетичке енергије:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j \varepsilon)}_{\text{конвекција}} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right]}_{\text{дифузија}} + \underbrace{C_{\varepsilon 1} \frac{\mu_t}{k} \varepsilon \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial U_i}{\partial x_j}}_{\text{продукција турбулентне вртложности}} - \underbrace{C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}}_{\text{вискозна дисипација вртложности}} + \underbrace{2\varepsilon S_p^m + S_p^\varepsilon}_{\text{изворни чланови за модулацију турбуленције}} \quad (4.8)$$

У претходној једначини σ_ε је Prandtl-Schmidt-ов турбулентни број за дисипацију турбулентне кинетичке енергије. За константе које се појављују у једначинама (4.7) и (4.8) усвојене су уобичајене литературне вредности: $\sigma_k = 1,00$, $\sigma_\varepsilon = 1,22$, $C_D = 1,00$, $C_{\varepsilon 1} = 1,44$ и $C_{\varepsilon 2} = 1,92$ [88]. Додатни члан $2\varepsilon S_p^m$ описује размену маса између фаза, а S_p^ε је члан услед флукуација силе отпора релативном кретању и може се представити као $S_p^\varepsilon = C_{\varepsilon 3} \cdot \varepsilon / k \cdot S_p^k$, при чему константа $C_{\varepsilon 3}$ има вредност 0,7 [88].

4.2.4. Једначина одржања енергије

Закон одржања енергије говори да је прираштај енергије у јединици времена у елементу запремине dV једнак збиру: флуксева енергије кроз површ, снаге свих масених и површинских сила које делују на флуид у запремини dV , и размењене енергије у јединици времена флуидног елемента и околине. Одузимањем једначине механичке (кинетичке) енергије од једначине укупне енергије добија се једначина одржања унутрашње енергије. При разматрању проблема транспорта топлоте погодније је унутрашњу енергију изразити преко специфичне енталпије или температуре, помоћу термодинамичких релација које повезују ове величине стања. Једначина енталпије (температуре) има облик [89]:

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u_j \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial \dot{q}_i}{\partial x_i} + \rho \dot{q}_g - \frac{\partial p}{\partial t} - u_i \frac{\partial p}{\partial x_i} + \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j}, \quad (4.9)$$

где су: c_p - специфични топлотни капацитет гаса, \dot{q}_i - вектор специфичног топлотног флуksа и може се написати помоћу Fourier-овог закона о провођењу топлоте $\dot{q}_i = -\lambda \cdot \text{grad}T$ који доводи у везу топлотни флуks са градијентом локалне температуре, \dot{q}_g - извор или понор топлоте у јединици времена по јединици масе. Последњи члан у претходној једначини представља деформациони рад, тј. део рада површинских сила који доводи до дисипације, којом се механичка енергија неповратно претвара у топлоту, при чему је τ_{ij} тензор вискозних (смичућих) напона. При малим вредностима Mach-овог броја члан $\partial p / \partial t$ се најчешће занемарује [88]. Такође, ако градијенти брзине флуида нису знатно велики, последњи члан претходне једначине се може занемарити, тако да моделирана енталпијска једначина гасне фазе за стационарне услове има следећи облик:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j h) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_H} \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) - U_j \frac{\partial P}{\partial x_j} + \dot{q}_{\text{rg}} + S_{\text{pvol}} + S_p^h + H_{\text{dc}} S_{\text{pc}}^m. \quad (4.10)$$

У претходној једначини са $h = c_p T$ је означена статичка енталпија. На десној страни једнакости првим чланом се описује дифузија (молекуларна и турбулентна) топлоте, при чему је σ_H ефективни Prandtl-Schmidt-ов број за енталпију; $U_j \partial P / \partial x_j$ је извор услед претварања кинетичке енергије главног тока у топлоту; \dot{q}_{rg} представља просторни радијациони флуks гасне фазе; $S_{\text{pvol}} = H_{\text{d,vol}} \cdot \dot{\Omega}_c$ је изворни члан услед сагоревања волатила (хомогене реакције у гасној фази), где $H_{\text{d,vol}}$ и $\dot{\Omega}_c$ представљају доњу топлотну моћ волатила и брзине хомогених реакција, редом; S_p^h је додатни члан због размене топлоте са дисперзном фазом; $H_{\text{dc}} S_{\text{pc}}^m$ је изворни члан услед сагоревања коксног остатка, при чему H_{dc} означава доњу топлотну моћ угљеника, а S_{pc}^m представља размену масе услед сагоревања коксног остатка.

4.2.5. Једначина преноса топлоте зрачењем

При свим високотемпературским процесима, као што је и сагоревање спрашених горива у ложиштима парних котлова, радијациона размена топлоте има значајан удео у укупном процесу размене топлоте. Ако се посматра елементарни запремински део, односно флуидни делић, онда је промена унутрашње енергије услед ефеката зрачења једнака разлици апсорбоване и емитоване енергије. Енергија зрачења се апсорбује и емитује унутар бесконачног броја елементарних просторних углова, који се могу формирати у оба смера дуж сваког правца који пролази кроз флуидни делић. За сваки правац, односно сваки смер, могу се написати једначине интензитета зрачења и на основу њих може се одредити нето промена унутрашње енергије. Овакав приступ подразумева решавање бесконачног броја једначина, па стога није прихватљив за практичне методе. Уместо тога, примењују се апроксимативне методе, у којима се интензитет зрачења рачуна само дуж изабраних правца, или се рачунају друге величине, као што је флукс зрачења. У овом раду, примењен је модел зрачења шест флукса [90], по којем се просторни угао дели на шест једнаких делова (по два за сваку осу, у супротним смеровима) тако да координатне осе представљају њихове осе симетрије.

Једначине за тоталне радијационе флуксе у Descartes-овом координатном систему се пишу у следећем облику:

$$\begin{aligned}\frac{1}{K_t} \frac{d}{dx} \left(\Gamma_{rd} \frac{dF_x}{dx} \right) &= -(1 - \Omega_0 f - \Omega_0 b) F_x + 2\Omega_0 s (F_y + F_z) + (1 - \Omega_0) \frac{I_b}{3}, \\ \frac{1}{K_t} \frac{d}{dy} \left(\Gamma_{rd} \frac{dF_y}{dy} \right) &= -(1 - \Omega_0 f - \Omega_0 b) F_y + 2\Omega_0 s (F_x + F_z) + (1 - \Omega_0) \frac{I_b}{3}, \\ \frac{1}{K_t} \frac{d}{dz} \left(\Gamma_{rd} \frac{dF_z}{dz} \right) &= -(1 - \Omega_0 f - \Omega_0 b) F_z + 2\Omega_0 s (F_x + F_y) + (1 - \Omega_0) \frac{I_b}{3},\end{aligned}\quad (4.11)$$

у којима су са F_i означени тотални радијациони флуксеви топлотног зрачења, Γ_{rd} - коефицијент радијационе дифузије, $\Omega_0 = K_s / K_t$ - алbedo расипања зрачења, K_t - коефицијент укупног слабљења зрачења који је једнак збир коефицијената апсорпције зрачења K_a и коефицијента расипања зрачења K_s , I_b - флукс зрачења црног тела унутар свих елементарних просторних углова сфере, док су са f , b и

s означене компоненте расипања (унапред, уназад и бочно, редом) у односу на правац упадног зрачења. Усвојена су сива радијациона својства продуката сагоревања, K_r и Ω_0 . Неки аспекти сложенијих радијационих својстава продуката сагоревања описани су у [91] и [92].

Нето размењена енергија зрачења продуката сагоревања који припадају произвољној контролној запремини дели се на делове који припадају гасној и дисперзној фази (\dot{q}_{rg} и \dot{q}_{rp}):

$$\dot{q}_{rg} = K_{ag} (F_x + F_y + F_z - I_b) \quad \text{и} \quad \dot{q}_{rp} = K_{ap} (F_x + F_y + F_z - I_b). \quad (4.12)$$

У прорачунима се занемарује интеракција радијације и турбуленције. Детаљнија теорија и поступак уградње флуksног модела у нумерички код дати су у [76] и [88], док је у [93] приказана упоредна анализа два модела топлотног зрачења на примеру ложишта енергетског блока снаге 210 MW_e.

4.2.6. Једначина кретања честица (дисперзне фазе)

Моделирање дисперзне (чврсте) фазе (у овом случају честице угља и биомасе) се третира помоћу Lagrange-овог приступа, који се базира на праћењу трајекторија честица у струји флуида и на одређивању промене маса, температура и других карактеристика честица дуж трајекторија. Једначину кретања честица (Basset-ова једначина) формулисао је Hinze [94]. Занемаривањем чланова који имају мали утицај у поменутој једначини при сагоревању спрашених горива и узимањем у обзир само силе отпора и гравитационе (односно узгонске) силе, добија се упрошћена тренутна једначина кретања дисперзне фазе:

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = \underbrace{C_D \rho \frac{A_p}{2} (\vec{u} - \vec{u}_p) |\vec{u} - \vec{u}_p|}_{\text{сила отпора}} + \underbrace{\frac{d^3 \pi}{6} (\rho_p - \rho) \vec{g}}_{\text{гравитациона сила}}. \quad (4.13)$$

Аеродинамички коефицијент отпора релативном кретању честица C_D за честице угљеног праха, које се третирају да су сферног облика, одређује се помоћу следећег израза:

$$C_D = \frac{24}{Re_p} (1 + 0,15 Re_p^{0,687}), \quad (4.14)$$

који важи за вредности $Re_p < 1000$. За прорачун силе отпора кретању честица биомасе, које се такође третирају да су сферног облика и у ком се узима у обзир девијација облика честице биомасе од сферичног облика тако што се уводи фактор облика честица, једначина (3.8), усвојен је следећи израз:

$$C_D = \left(24 / Re_{sph}\right) \left(1 + b_1 Re_{sph}^{b_2}\right) + \left[b_3 Re_{sph} / (b_4 + Re_{sph})\right], \quad (4.15)$$

при чему је одређивање параметара b_1 , b_2 , b_3 и b_4 [48] приказано у поглављу 3.2.1.

Временским осредњавањем једначине (4.13) просечна брзина честице \vec{U}_p се раздваја на конвективну брзину \vec{U}_{pc} и дифузиону брзину \vec{U}_{pd} :

$$\vec{U}_p = \vec{U}_{pc} + \vec{U}_{pd}. \quad (4.16)$$

Једначина за конвективну брзину, која се добија решавањем једначине кретања за квазиламинарно струјање, гласи:

$$m_p \frac{d\vec{U}_{pc}}{dt} = C_D \rho \frac{A_p}{2} (\vec{U} - \vec{U}_{pc}) |\vec{U} - \vec{U}_{pc}| + \frac{d^3 \pi}{6} (\rho_p - \rho) \vec{g}, \quad (4.17)$$

док једначина за дифузиону брзину узима у обзир утицај турбуленције на дисперзију (расејање и мешање) честица и има следећи облик [95]:

$$\vec{U}_{pd} = -\frac{1}{N_p} \Gamma_p \nabla N_p. \quad (4.18)$$

За моделирање дисперзије честица усвојен је феноменолошки (дифузиони) модел, који наглашава физикалност у моделирању и узима у обзир интеракцију чврсте и гасне фазе у просторним и временским размерама турбулентног струјања. Поред феноменолошког постоји и стохастички (математички) приступ за моделирање дисперзије честица који разматра кретање честица у пољу тренутних (флукуационих) брзина. За конкретно комплексне моделе сагоревања спрашених горива у ложиштима са малом концентрацијом честица [96] даје се предност феноменолошком приступу у односу на стохастички, па је из тог разлога усвојен дифузиони модел.

У претходној једначини Γ_p представља коефицијент турбулентне дифузије честице и рачуна се помоћу израза:

$$\Gamma_p = \frac{\nu_p'}{\sigma_p}, \quad (4.19)$$

у ком је σ_p Prandtl-Schmidt-ов број за дифузивност честица, а ν_p' је турбулентна дифузивност честица која се изражава као:

$$\nu_p' = \nu_t \left(1 + \frac{\tau_p}{\tau_t} \right)^{-1}. \quad (4.20)$$

У претходној једначини ν_t је турбулентна дифузивност флуида, τ_p је време релаксације честице (време потребно да честица из стања мировања достигне вредност од 2/3 брзине флуида [88]), а τ_t представља Lagrange-ов интегрални временски размер турбуленције гасне фазе:

$$\tau_p = \frac{d_p^2 \rho_p}{18\mu}, \quad \tau_t = 1,5 C_\mu \frac{k}{\varepsilon}. \quad (4.21)$$

У једначини (4.18) N_p представља концентрацију (густину броја) честица, константну дуж посматране трајекторије у контролној запремини. За решавање транспортне једначине за концентрацију честица усвојен је приступ моделирања у Euler-овом пољу, у коме се претпоставља да су брзине гаса и честице једнаке. Транспортна једначина за концентрацију честица гласи:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (U_j N_j) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_p \frac{\partial N_j}{\partial x_j} \right) = 0. \quad (4.22)$$

У изабраном моделу судари честица са зидовима се третирају потпуно еластичним, а међусобни судари честица се не узимају у обзир, док су почетни услови дефинисани решењем из претходног временског корака.

4.2.7. Једначина енергије дисперзне фазе

Једначина одржања енергије чврсте фазе, уз претпоставку да се сва топлота хетерогене реакције преда гасовитој фази, гласи:

$$\frac{d}{dt} (m_p h_p) = \dot{Q}_{kp} + \dot{Q}_{rp} - r_{p,i} h_{pg}, \quad (4.23)$$

где су: \dot{Q}_{kp} - конвективни топлотни флуks, \dot{Q}_{rp} - радијациони топлотни флуks, $h_p = c_{pp} T_p$ - енталпија честице, $r_{p,i}$ - брзина промене масе честице услед хемијских

реакција, издвајања волатила и сагоревања фиксног угљеника коксног остатка, а h_{pg} - разлика енталпије гаса који при сагоревању „напушта” честицу и енталпије честице ($h_{pg} \approx h_g$ - тј. готово једнака енталпији гаса који „напушта” честицу). За нумерички код погодна је претходну једначину формулисати у облику у коме фигурише температура честице, па се може написати у следећем облику:

$$\frac{d}{dt}(m_p c_{pp} T_p) = \frac{Nu \lambda A_p}{d_p} (T - T_p) + \frac{\dot{q}_{tp}}{N_p} + c_{pp} T_p \frac{dm_p}{dt}, \quad (4.24)$$

при чему Nu представља Nusselt-ов број који је одређен емпиријским изразом:

$$Nu = 2 + 0,6 Re^{0,5} Pr^{0,33}. \quad (4.25)$$

4.2.8. Гранични и почетни услови неизотермног турбулентног струјања

Гасна фаза се описује елиптичким обликом парцијалних диференцијалних једначина, па се гранични услови морају задати на свим границама струјног простора (на улазном и излазном пресеку, на зидовима и на оси симетрије ако постоји).

Почетни услови, који се задају за флуид на улазу у струјно поље, служе за иницијализацију прорачуна. На улазу су задати: профили брзина у сва три правца, температура, турбулентна кинетичка енергија, дисипација турбулентне кинетичке енергије и масени удели компонената гаса или ваздуха.

На излазном пресеку променљиве се добијају екстраполацијом из претпоследње две ћелије струјног простора или се изједначавају са вредностима променљиве у претпоследњој контролној запремини ако су градијенти променљивих мали да се могу занемарити.

У случају осносиметричности, тј. равни симетрије, од компонената вектора брзине само аксијална брзина има вредност различиту од нуле (остале брзине су једнаке нули), а такође се дефинише да су градијенти свих осталих променљивих једнаки нули.

Гранични услови на чврстим зидовима дефинишу се такозваним зидним функцијама, тако да се одреде вредности променљивих у ћелијама непосредно уз зид. У прорачунским ћелијама која налажу на непокретни зид компоненте брзине које су нормалне не зид се изједначавају са нулом, а компонентне брзине

паралелне зиду се одређују преко смицајног напона на зиду τ_w . Строго узевши, унутар граничног слоја могуће је дефинисати три различите области: вискозни подслој, зону зидне турбуленције (инерциони подслој) и зону слободне турбуленције. У моделирању се помоћу бездимензијске координате y^+ , која представља још један облик локалног Reynolds-овог броја и која нам показује да ли се променљива налази у вискозном подслоју или зони зидне турбуленције, одређује τ_w . За дефинисање вредности k и ε на границама зида користи се услов локалне равнотеже продукције и дисипације кинетичке енергије. Зидне функције за једначину топлотне енергије гасне фазе се свде на одређивање конвективног топлотног флуksа на зиду q_w у зависности од вредности y^+ за задату температуру зида T_w . За једначине масених удела компонената гаса користи се услов непропусности зида, тј. узима се да су масени флуksеви на граници са зидом једнаки нули за сваку компоненту. Гранични услови услед радијације дефинишу интензитет зрачења зида као збир сопственог зрачења зида и рефлектованог зрачења од гаса уз зид.

Различити приступи дефинисања зидних функција за температуру и извршена нумеричка симулација коришћењем сопственог програма у ком су уграђене алтернативне зидне функције, на примеру струјања ваздуха у цеви након наглог проширења, показују да гранични услови имају значајан утицај на тачност добијања нумеричких резултата за температурно поље [97]. Оваква нумеричка испитивања за изналажење нових и поузданијих зидних функција за температуру, као и за остале променљиве, могу бити основа при моделирању струјно-термичких процеса у ложиштима термоенергетских постројења. Детаљније информације о граничним условима могу се пронаћи у [76], [89], [88] и [98].

4.2.9. Моделирање појединачних фаза у процесу сагоревања честица угља и биомасе

У поглављу 3.3. извршен је одабир модела сагоревања спрашених горива у поступку косагоревања, док су у овом поглављу изабрани подмодел сагоревања детаљније математички описани.

Влага присутна у угљу и биомаси се ослобађа при загревању честице до приближно 100 °C, а за ослобађање влаге, тј. губитка масе из честице, усвојено је моделирање помоћу Arrhenius-овог израза:

$$\frac{dm_p}{dt} = -A_{\text{vlage}} \exp(-E/RT) m_p. \quad (4.26)$$

При даљем загревању преко 100 °C, поред влаге издвајају се и волатили (гориве испарљиве материје). За модел деволатилизације изабран је емпиријски single kinetic rate model потпомогнут подмоделима за одређивање састава и количине волатила, тако да модел деволатилизације буде релативно једноставан за практичну примену. Дакле, у single kinetic rate model-у се претпоставља да је брзина деволатилизације првог реда при чему се Arrhenius-ови изрази користе за зависност брзине губитка масе и температуре:

$$\frac{dm_p}{dt} = k_{\text{vol}} \left[m_p - (1 - f_{v,0})(1 - f_{w,0}) m_{p,0} \right], \quad (4.27)$$

где је k_{vol} - кинетичка брзина издвајања волатила дефинисана Arrhenius-овим изразом у једначини (3.24), док $f_{v,0}$ и $f_{w,0}$ представљају почетне масене уделе волатила и влаге у честици, редом. Претходна једначина има следеће апроксимативно аналитичко решење:

$$m_p(t + \Delta t) = (1 - f_{v,0})(1 - f_{w,0}) m_{p,0} + \left[m_p(t) - (1 - f_{v,0})(1 - f_{w,0}) m_{p,0} \right] \exp(-k_{\text{vol}} \Delta t) \quad (4.28)$$

које се добија под претпоставком да температура честице незнатно варира између дискретизационих временских корака интеграције [58].

Са SRM-ом се не одређују компоненте волатила и њихови удели, па су зато дефинисани и подмодели за одређивање састава волатила угља и биомасе. У овој дисертацији подмодел за одређивање састава и количине волатила угља се дефинише помоћу матрице коју је описао Merrick [82]. Суштина подмодела је да се на основу познате техничке и елементарне анализе горива (енгл. proximate and ultimate) одреди састав и количина волатила. За предвиђање приноса масеног удела волатила V користи се следећи израз:

$$V = p - 0,36p^2, \quad (4.29)$$

где је p масени удео волатила познат на основу техничке анализе, без влаге и пепела (енгл. dry ash free – daf, [99]).

Матрица коју је предложио Merrick чини систем од десет једначина са десет непознатих која се симултано решава. Помоћу математичке корекције матрице, пет непознатих се може решити експлицитно:

$$\text{CHAR} = 1 - V; \text{CH}_4 = 1,31 \cdot \text{H}; \text{C}_2\text{H}_6 = 0,22 \cdot \text{H}, \text{CO} = 0,32 \cdot \text{O}, \text{CO}_2 = 0,15 \cdot \text{O}, \quad (4.30)$$

где се са CHAR означава коксни остатак (фиксни угљеник и пепео). У изразу за метан, коефицијент 1,31 се добија на основу претпоставке да се масени удео од 32,7% водоника из угља ослобађа (енгл. evolve) у метану. Пошто је однос моларних маса H_2 ($M_{\text{H}_2} = 2 \cdot 1 = 2$) и CH_4 ($M_{\text{CH}_4} = 12 + 4 = 16$) 1:4, следи да је коефицијент 1,31 добијен множењем 0,327 са 4. На аналогни начин се добијају и преостали коефицијенти¹³ у једначини (4.30).

За одређивање преосталих компонената матрице: тер (енгл. TAR), H_2 , H_2O , NH_3 и H_2S , решава се симултано систем од 5 једначина са 5 непознатих:

$$\begin{bmatrix} 0,85 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0,082 & 1 & 0,1111 & 0,1765 & 0,0588 \\ 0,049 & 0 & 0,8889 & 0 & 0 \\ 0,009 & 0 & 0 & 0,8235 & 0 \\ 0,01 & 0 & 0 & 0 & 0,9412 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \text{TAR} \\ \text{H}_2 \\ \text{H}_2\text{O} \\ \text{NH}_3 \\ \text{H}_2\text{S} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{C} - 0,98 \cdot \text{CHAR} - 0,75 \cdot \text{CH}_4 - 0,8 \cdot \text{C}_2\text{H}_6 - 0,4286 \cdot \text{CO} - 0,2727 \cdot \text{CO}_2 \\ \text{H} - 0,002 \cdot \text{CHAR} - 0,25 \cdot \text{CH}_4 - 0,2 \cdot \text{C}_2\text{H}_6 \\ \text{O} - 0,002 \cdot \text{CHAR} - 0,5714 \cdot \text{CO} - 0,7273 \cdot \text{CO}_2 \\ \text{N} - 0,01 \cdot \text{CHAR} \\ \text{S} - 0,006 \cdot \text{CHAR} \end{bmatrix}. \quad (4.31)$$

Међутим, предложени Merrick-ов подмодел не може се искористити у потпуности за биомасу због великог садржаја волатила, тј. добијања физички нереалних вредности за неке од компонената волатила. Зато је предложен нов подмодел за одређивање састава волатила биомасе који представља комбинацију Merrick-ове матрице и подмодела који су предложили Xu и Tomita [83]. Развијени модел у [83] се показао да има добро слагање са структурним FLASHCHAIN

¹³ За ослобађање компонената CO и CO₂ претпоставља се да је потребно 18,5% и 11% кисеоника из угља, редом.

моделом [67] у коме је елементарна анализа једини доступан податак. Хи и Tomita су проучавали ефекат ранга угља на приносе волатила при флеш пиролизи за 17 угљева, рангираних од лигнита до антрацита. Приноси CO и H₂O (daf) варирају линеарно са масеним уделом сваког елемента у елементарној анализи, тако да следи:

$$\frac{16}{28}[\text{CO}] = 0,1657 \cdot \text{O} \quad \text{и} \quad \frac{16}{18}[\text{H}_2\text{O}] = 0,2933 \cdot \text{O}. \quad (4.32)$$

Поменути аутори су такође добили прихватљиву корелацију између масеног удела тера (daf) и састава волатила из техничке анализе:

$$[\text{TAR}] = 0,48p, \quad (4.33)$$

док се помоћу Merrick-ове матрице одређује састав осталих компоненти волатила биомасе.

Усвојени модел деволатилизације са саставом волатила приказан на слици 3-7. је сличан приступу који је усвојио Bradley за ламинарно сагоревање спрашених угљева [84]. Дакле, поред примарних волатила, усвојено је да се тер при секундарној деволатилизацији разлаже на CH₄, HCN, H₂, CO и чађ. Елементарни састав тера се претпоставља да је исти као састав разматраног горива, да је однос CH₄ и H₂ исти као у примарним волатилима и да се сви оксиди конвертују у CO [84]. Чађ се даље посматра као чист угљеник који сагорева на исти начин као фиксни угљеник у коксном остатку.

Када волатили напусте честицу горива почиње њихово мешање са кисеоником из ваздуха и сагоревање у гасној фази, која игра веома важну улогу у паљењу, локалној стехиометрији, стабилности пламена и емисији полутаната. За сагоревање волатила следеће реакције се разматрају:



при чему се решавају једначине масених удела гасовитих компоненти: N₂, O₂, CO₂, H₂O, CH₄, CO, H₂ и NH₃. Хомогене реакције волатила као и њихова брзина је

контролисана како хемијском кинетиком сагоревања, тако и турбулентним мешањем гасова.

За повезивање турбуленције и хемијске кинетике изабран је finite-rate/eddy-break-up-model, у коме се процес хомогеног сагоревања одређује споријим од два механизма: хемијске кинетике и турбулентног мешања:

$$\dot{\Omega}_c = \min(\dot{\Omega}_{ch}, \dot{\Omega}_{ct}). \quad (4.37)$$

Хемијска кинетика је задата помоћу Arrhenius-овог израза:

$$\dot{\Omega}_{ch} = A_h \cdot x_{fu}^a \cdot x_{ox}^b \cdot \rho^c \cdot \exp(-E_h / RT), \quad (4.38)$$

где су: A_h - параметар за брзину хомогене реакције, E_h - активациона енергија хомогених реакција, x_{fu} и x_{ox} одговарајући масени удели реактанта и оксиданта, а a , b и c представљају коефицијенте хомогених реакција. У eddy-break-up model-у усваја се мања од две брзине турбулентног (дифузионог) мешања, на основу масеног удела оксиданта и масеног удела реактанта:

$$\dot{\Omega}_{ct} = A_{tu} \min \left[\rho \cdot x_{fu} \cdot \frac{\varepsilon}{k}, \rho \cdot \frac{x_{ox}}{s} \cdot \frac{\varepsilon}{k} \right], \quad (4.39)$$

где је A_{tu} коефицијент који има константну вредност, а s представља стехиометријски коефицијент.

Сагоревање коксног остатка (хетероген процес) се моделира помоћу kinetic/diffusion rate model-a у коме густина честице остаје константна, а пречник се смањује. У моделу се претпоставља да се реакција на спољашњој површини честице одвија брзином контролисаном споријим механизмом између кинетичког и дифузионог процеса и да је у квазистационарном режиму дифузија оксиданта једнака потрошњи оксиданта током хемијске реакције. Губитак масе коксног остатка честице услед сагоревања угљеника кисеоником из околине честице рачуна се помоћу израза:

$$\frac{dm_{pC}}{dt} = \frac{A_p M_p x_{mol}^{ox}}{\frac{1}{k_r} + \frac{1}{k_d}} \phi_{en}, \quad (4.40)$$

у којем је са M_p означена моларна маса честице, $x_{mol}^{ox} = \rho x_{ox} / M_{ox}$ - представља моларну концентрацију оксиданта која се рачуна као, док је k_r - параметар брзине хетерогене реакције дефинисан Arrhenius-овим изразом:

$$k_r = A \exp(-E / RT). \quad (4.41)$$

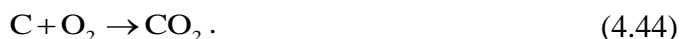
У једначини (4.40) k_d представља дифузиони параметар трансфера масе и рачуна се помоћу емпиријске корелације:

$$k_d = \frac{Sh \cdot D}{d_p}, \quad (4.42)$$

где је Sh - Sherwood-ов број, а D представља молекуларну дифузивност супстанце у гасу која се може израчунати помоћу емпиријске релације:

$$D = 9,8 \cdot 10^{-10} \cdot T^{1,75}. \quad (4.43)$$

Такође, реакција оксидације угљеника из горива се посматра да је директна:



Укупна брзина промене масе честице угља/биомасе једнака је збиру губитака масе честица услед: испаравања влаге, деволатилизације и сагоревања коксног остатка:

$$\frac{dm_p}{dt} = \frac{dm_{vlage}}{dt} + \frac{dm_{dev}}{dt} + \frac{dm_{pC}}{dt}. \quad (4.45)$$

Када се маса честица смањи испод одређене границе тако да остане само пепео, реакције се завршавају.

Током реакција, маса и пречник честице се рачунају у сваком временском интервалу помоћу израза:

$$m_p = m_{p,0} + \frac{dm_p}{dt} \Delta t, \quad (4.46)$$

$$d_p = \left(\frac{6m_p}{\pi \rho_p} \right)^{0,33}, \quad (4.47)$$

где је са $m_{p,0}$ означена маса честице на почетку временског интервала Δt .

4.2.10. Моделирање образовања и деструкције азотних оксида

У математичком моделу настајања и деструкције азотних оксида, NO се третира као репрезентативни, тј. доминантни оксид, у случају сагоревања угљеног праха [8]. Модел је уграђен у нумерички код и успешно валидиран у претходним истраживањима [100]. Разликују се три механизма настајања азотних оксида у

процесу сагоревања горива: термички, промтни и гориви. Термички NO настаје услед оксидације азота из ваздуха за сагоревање при високим температурама који владају у зони пламена. Укупна брзина формирања и деструкције термичког NO се рачуна помоћу Zeldovich механизма [43], [101]:

$$\frac{dNO}{dt} = 2k_{(NO_x)t} \cdot [O] \cdot [N_2], \quad k_{(NO_x)t} = 1,8 \cdot 10^8 e^{\frac{-38370}{T}}. \quad (4.48)$$

У претходној једначини [NO], [O] и [N₂] су молске концентрације дате у [mol m⁻³], а $k_{(NO_x)t}$ представља константну брзину реакције [m³ mol⁻¹ s⁻¹].

Образовање азотних оксида из азота у гориву зависи од карактеристике горива и процеса сагоревања, при чему је азот у угљу везан и у волатилима и у коксном остатку у различитим облицима. У овој дисертацији претпостављено је да се целокупни азот из горива трансформише у HCN сходно [64] (треба имати у виду да је у реалним условима присутан и NH₃).

Модел формирања горивог NO су формулисали De Soete, Romo-Millares и Lockwood [96], [97]. Разматра се хомогена реакција оксидације HCN при чему настаје NO, а израз за брзину образовања горивог NO има облик:

$$\frac{dX_{NO}}{dt} = A_1 \cdot 10^{10} \cdot X_{HCN} \cdot X_{O_2}^\alpha \cdot e^{\frac{-33732,5}{T}}, \quad (4.49)$$

где су X_{HCN} , X_{NH_3} , X_{O_2} и X_{NO} одговарајући молски удели (енгл. mol fraction). Вредности предекспоненцијалног члана A_1 зависе од тога да ли се реакција одвија у зони богатој горивом ($A_1 = 1$), или сиромашној горивом ($A_1 = 3,5$) која преовлађује у ложиштима за сагоревање угљеног праха. Вредности коефицијента α зависе од локалне концентрације кисеоника [102].

Реакција редуције горивог NO са HCN даје N₂. Модел деструкције горивог NO је предложио Solomon [104] у коме брзина трошења NO (енгл. depletion rate) гласи:

$$\frac{dX_{NO}}{dt} = -3 \cdot 10^{12} \cdot X_{HCN} \cdot X_{NO} \cdot e^{\frac{-30208,2}{T}}. \quad (4.50)$$

Промтни NO се формира реакцијама молекула азота из ваздуха са радикалима угљоводоника ослобођених деволатилизацијом у зонама са високом концентрацијом горива (енгл. fuel-rich systems). Допринос промтног NO (мањи од 5% у укупној емисији NO_x) се оправдано занемарује зато што се код ложишта

са сагоревањем угљеног праха обично ради у условима релативно ниске концентрације горива (енгл. fuel-lean conditions) [105].

4.2.11. Једначина масених удела компоненти гасне фазе

Транспортним једначинама за масене уделе појединих компоненти гасне смеше комплетира се укупан математички модел. При томе се за граничне услове задаје флукс кроз границу контролне запремине уз границу зида да је једнак нули за сваку компоненту. У наставку су приказане моделиране транспортне једначине масених удела разматраних компоненти гасне фазе.

Азот (N₂):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{N_2}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{N_2}} \frac{\partial x_{N_2}}{\partial x_j} \right). \quad (4.51)$$

Кисеоник (O₂):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{O_2}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{O_2}} \frac{\partial x_{O_2}}{\partial x_j} \right) - S_{\text{pvol}, O_2}^m - S_{\text{pC}, O_2}^m, \quad (4.52)$$

где S_{pvol, O_2}^m представља изворни члан за потрошњу O₂ (оксиданта) услед сагоревања волатила, а S_{pC, O_2}^m представља изворни члан за потрошњу O₂ услед сагоревања коксног остатка.

Угљен-диоксид (CO₂):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{CO_2}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{CO_2}} \frac{\partial x_{CO_2}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{pvol}, CO_2}^m + S_{\text{psag}, CO_2}^m + S_{\text{psag}, CH_4, CO_2}^m + S_{\text{pC}, CO_2}^m, \quad (4.53)$$

при чему је S_{pvol, CO_2}^m изворни члан CO₂ услед издвајања волатила, S_{psag, CO_2}^m и $S_{\text{psag}, CH_4, CO_2}^m$ представљају изворе CO₂ услед сагоревања CO и CH₄, редом, а S_{pC, CO_2}^m је изворни члан CO₂ услед сагоревања коксног остатка.

Водена пара (H₂O):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{\text{H}_2\text{O}}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{\text{H}_2\text{O}}} \frac{\partial x_{\text{H}_2\text{O}}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{pvlageH}_2\text{O}}^m + S_{\text{pvolH}_2\text{O}}^m + S_{\text{psagH}_2,\text{H}_2\text{O}}^m + S_{\text{psagCH}_4,\text{H}_2\text{O}}^m, \quad (4.54)$$

у којој су $S_{\text{pvlageH}_2\text{O}}^m$ и $S_{\text{pvolH}_2\text{O}}^m$ изворни чланови H₂O услед испуштања влаге и волатила, а $S_{\text{psagH}_2,\text{H}_2\text{O}}^m$ и $S_{\text{psagCH}_4,\text{H}_2\text{O}}^m$ представљају изворе H₂O услед сагоревања H₂ и CH₄, редом.

Водоник (H₂):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{\text{H}_2}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{\text{H}_2}} \frac{\partial x_{\text{H}_2}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{pvolH}_2}^m - S_{\text{psagH}_2}^m, \quad (4.55)$$

где је $S_{\text{pvolH}_2}^m$ извор H₂ услед ослобађања волатила, а $S_{\text{psagH}_2}^m$ понорни члан услед сагоревања H₂ (при чему настаје H₂O).

Метан (CH₄):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{\text{CH}_4}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{\text{CH}_4}} \frac{\partial x_{\text{CH}_4}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{pvolCH}_4}^m - S_{\text{psagCH}_4}^m, \quad (4.56)$$

у којој $S_{\text{pvolCH}_4}^m$ представља извор CH₄ услед ослобађања волатила, а $S_{\text{psagCH}_4}^m$ је понорни члан услед сагоревања CH₄ (при чему настају CO₂ и H₂O).

Угљен-моноксид (CO):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{\text{CO}}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{\text{CO}}} \frac{\partial x_{\text{CO}}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{pvolCO}}^m - S_{\text{psagCO}}^m, \quad (4.57)$$

где је S_{pvolCO}^m извор CO услед ослобађања волатила, а S_{psagCO}^m представља понорни члан услед сагоревања CO (при чему настаје CO₂).

Цијановодоник (HCN):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{\text{HCN}}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_{\text{HCN}}} \frac{\partial x_{\text{HCN}}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{pvolHCN}}^m, \quad (4.58)$$

при чему је S_{pvolHCN}^m извор HCN услед ослобађања волатила. Даље се може моделирати прелазак HCN у NO у зависности од локалних температура и масених удела реактаната.

Азотни оксиди (NO_x):

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j x_{\text{NO}}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_x} \frac{\partial x_{\text{NO}}}{\partial x_j} \right) + S_{\text{NO(терм)}} + S_{\text{NO(гор)}}^{\text{форм.}} - S_{\text{NO(гор)}}^{\text{дестр.}}, \quad (4.59)$$

где $S_{\text{NO(терм.)}}$ представља формирање и деструкцију термичког NO, $S_{\text{NO(гор)}}^{\text{форм.}}$ представља образовање горивог NO, а $S_{\text{NO(гор.)}}^{\text{дестр.}}$ деструкцију горивог NO при чему настаје N_2 .

Вредности термодинамичких и транспортних величина посматраног струјања (μ, ρ, c_p, \dots) се разликују од једне до друге контролне запремине, тако да се рачунају за сваку ћелију на основу термодинамичких, емпиријских и полуемпиријских релација и апроксимација. Густине компоненти смеше се рачунају преко релације $\rho_i = M_i P / (RT)$, док се густина смеше компонената одређује помоћу следеће релације:

$$\rho = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{\sum_{i=1}^n \frac{x_i}{\rho_i}}. \quad (4.60)$$

Специфични топлотни капацитет честица може се одредити емпиријском релацијом:

$$c_{pp} = 832,2 + 0,489 \cdot (T - 130). \quad (4.61)$$

4.2.12. Додатни изворни чланови услед дејства дисперзне и гасовите фазе на гасовиту фазу

У једначинама гасне фазе услед присуства честица уводе се посебни чланови за извор/понор којима се узима у обзир утицај дисперзне фазе на гасовиту (PSI-CELL метод). Додатни чланови се рачунају као сума по класама

честица „ j ” и почетним положајима „ i ” које пресецају контролну ћелију запремине V , при чему је свака трајекторија репрезент одређеног протока броја честица \dot{N}_{ij} . Одговарајући изрази за додатне чланове који се појављују у једначинама гасне фазе приказани су у табели 4.1.

Табела 4.1. Изрази за додатне изворне/понорне чланове у моделираним једначинама.

S_p^m - извор услед размене масе између фаза:

$$S_p^m = \Delta \dot{m}_p = \frac{1}{V} \frac{\pi}{6} \rho_p \sum_i \sum_j \left[(d_{p,ij}^3)_{\text{улаз}} - (d_{p,ij}^3)_{\text{излаз}} \right] \dot{N}_{ij} \quad (4.62)$$

$S_p^{u_i}$ - извор услед промене количине кретања због присуства честица:

$$\begin{aligned} S_p^{u_i} &= \frac{1}{V} \frac{\pi}{6} \rho_p \sum_i \sum_j \left[(U_{p,ij} d_{p,ij}^3)_{\text{улаз}} - (U_{p,ij} d_{p,ij}^3)_{\text{излаз}} \right] \dot{N}_{ij} = \\ &= \frac{1}{V} \sum_i \sum_j \sum_{\Delta\tau} 3\pi d_{p,ij} \dot{N}_{ij} \Delta\tau (1 + 0,15 \text{Re}_p^{0,687}) (U_{p,ij} - U) \end{aligned} \quad (4.63)$$

S_p^k и S_p^ε - извори за модулацију турбуленције услед присуства честица:

$$S_p^k = \frac{1}{V} \sum_i \sum_j \sum_{\Delta\tau} 2\pi \mu d_{p,ij} \dot{N}_{ij} k \frac{\tau_t^{0,5} - (\tau_t + \tau_{p,ij})^{0,5}}{(\tau_t + \tau_{p,ij})^{0,5}} \Delta\tau \quad (4.64)$$

$$S_p^\varepsilon = C_{\varepsilon 3} \frac{\varepsilon}{k} S_p^k \quad (4.65)$$

S_{pvol} - извор услед сагоревања волатила (хомогене реакције у гасној фази):

$$S_{\text{pvol}} = \sum_k H_{d,\text{vol}} \cdot \dot{\Omega}_c \quad (4.66)$$

S_p^h - додатни члан због размене топлоте са дисперзном фазом:

$$S_p^h = \Delta \dot{m}_p = \frac{1}{V} \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} \left[(h_{p,ij} m_{p,ij} - \Delta\tau Q_{pr})_{\text{улаз}} - (h_{p,ij} m_{p,ij} - \Delta\tau Q_{pr})_{\text{излаз}} \right] \quad (4.67)$$

$H_{\text{dC}} S_{\text{pC}}^m$ - извор услед сагоревања коксног остатка (хетерогене реакције):

$$S_{\text{pC}}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{pC}}^m \quad (4.68)$$

$S_{\text{pvol},\text{O}_2}^m$ - додатни члан услед потрошње O_2 при сагоревању волатила:

$$S_{\text{pvol},\text{O}_2}^m = \frac{\dot{Q}_{\text{CO}} \cdot \frac{M_{\text{O}}}{M_{\text{CO}}} + \dot{Q}_{\text{CH}_4} \cdot \frac{M_{\text{O}}}{M_{\text{CH}_4}} + \dot{Q}_{\text{H}_2} \cdot \frac{M_{\text{O}}}{M_{\text{H}_2}}}{x_{\text{O}_2}} \quad (4.69)$$

$S_{\text{pC},\text{O}_2}^m$ - додатни члан услед потрошње O_2 при сагоревању коксног остатка:

$$S_{\text{pC},\text{O}_2}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{pC}}^m \cdot \frac{M_{\text{O}_2}}{M_{\text{C}}} \quad (4.70)$$

$S_{\text{pvolCO}_2}^m$ - извор CO_2 услед издвајања волатила:

$$S_{\text{pvolCO}_2}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{volCO}_2}^m \quad (4.71)$$

$S_{\text{psagCO},\text{CO}_2}^m$ и $S_{\text{psagCH}_4,\text{CO}_2}^m$ - извори CO_2 услед сагоревања угљен-монооксида и метана:

$$S_{\text{psagCO},\text{CO}_2}^m = \frac{M_{\text{CO}_2}}{M_{\text{CO}}} \cdot \dot{Q}_{\text{CO}} \quad (4.72)$$

$$S_{\text{psagCH}_4,\text{CO}_2}^m = \frac{M_{\text{CO}_2}}{M_{\text{CH}_4}} \cdot \dot{Q}_{\text{CH}_4} \quad (4.73)$$

$S_{\text{pC},\text{CO}_2}^m$ - извор CO_2 услед сагоревања коксног остатка:

$$S_{\text{pC},\text{CO}_2}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{pC}}^m \cdot \frac{M_{\text{CO}_2}}{M_{\text{C}}} \quad (4.74)$$

$S_{\text{pvlageH}_2\text{O}}^m$ и $S_{\text{pvolH}_2\text{O}}^m$ - извори H_2O услед ослобађања влаге и волатила:

$$S_{\text{pvlageH}_2\text{O}}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{vlageH}_2\text{O}}^m \quad (4.75)$$

$$S_{\text{pvolH}_2\text{O}}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{volH}_2\text{O}}^m \quad (4.76)$$

$S_{\text{psagH}_2,\text{H}_2\text{O}}^m$ и $S_{\text{psagCH}_4,\text{H}_2\text{O}}^m$ - извори H_2O услед сагоревања водоника и метана:

$$S_{\text{psagH}_2,\text{H}_2\text{O}}^m = \frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{M_{\text{H}_2}} \cdot \dot{Q}_{\text{H}_2} \quad (4.77)$$

$$S_{\text{psagCH}_4,\text{H}_2\text{O}}^m = \frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{M_{\text{CH}_4}} \cdot \dot{Q}_{\text{CH}_4} \quad (4.78)$$

$S_{\text{pvolH}_2}^m$ - извор H_2 услед ослобађања волатила:

$$S_{\text{pvolH}_2}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} dm_{\text{volH}_2}^m \quad (4.79)$$

$S_{\text{psagH}_2}^m$ - понор услед сагоревања H_2 :

$$S_{\text{psagH}_2}^m = \frac{\dot{\Omega}_{\text{H}_2}}{x_{\text{H}_2}} \quad (4.80)$$

$S_{\text{pvolCH}_4}^m$ - изворни члан CH_4 услед ослобађања волатила:

$$S_{\text{pvolCH}_4}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} \cdot dm_{\text{volCH}_4}^m \quad (4.81)$$

$S_{\text{psagCH}_4}^m$ - понор услед сагоревања CH_4 :

$$S_{\text{psagCH}_4}^m = \frac{\dot{\Omega}_{\text{CH}_4}}{x_{\text{CH}_4}} \quad (4.82)$$

S_{pvolCO}^m - извор CO услед ослобађања волатила:

$$S_{\text{pvolCO}}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} \cdot dm_{\text{volCO}}^m \quad (4.83)$$

S_{psagCO}^m - додатни члан за трошење CO при сагоревању волатила:

$$S_{\text{psagCO}}^m = \frac{\dot{\Omega}_{\text{CO}}}{x_{\text{CO}}} \quad (4.84)$$

S_{pvolHCN}^m - извор HCN услед ослобађања волатила:

$$S_{\text{pvolHCN}}^m = \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} \cdot dm_{\text{volHCN}}^m \quad (4.85)$$

$S_{\text{NO(терм)}}$ - формирање и деструкција термичког NO :

$$S_{\text{NO(терм)}} = \dot{\Omega}_{\text{NO(терм)}} = 1,8 \cdot 10^8 \cdot \frac{x_{\text{O}_2}}{M_{\text{O}_2}} \cdot \frac{x_{\text{N}_2}}{M_{\text{N}_2}} \cdot \rho^2 \cdot e^{\frac{-38370}{T}} \cdot M_{\text{NO}} \quad (4.86)$$

$S_{\text{NO(гор)}}^{\text{форм.}}$ - образовање горивог NO :

$$S_{\text{NO(гор)}}^{\text{форм.}} = \dot{\Omega}_{\text{NO(гор)}}^{\text{форм.}} = A_1 \cdot 10^{10} \cdot \left(\frac{x_{\text{HCN}}}{M_{\text{HCN}}} \cdot X_{\text{mol,ud}} \right) \left(\frac{x_{\text{O}_2}}{M_{\text{O}_2}} \cdot X_{\text{mol,ud}} \right)^\alpha \cdot e^{-\frac{33732,5}{T}} \frac{M_{\text{NO}} \cdot \rho}{X_{\text{mol,ud}}} \quad (4.87)$$

$S_{\text{NO(гор)}}^{\text{дестр.}}$ - деструкција горивог NO :

$$S_{\text{NO(гор)}}^{\text{дестр.}} = \dot{\Omega}_{\text{NO(гор)}}^{\text{дестр.}} = -3 \cdot 10^{12} \cdot \left(\frac{x_{\text{HCN}}}{M_{\text{HCN}}} \cdot X_{\text{mol,ud}} \right) \left(\frac{x_{\text{NO}}}{M_{\text{NO}}} \cdot X_{\text{mol,ud}} \right) \cdot e^{-\frac{30208,2}{T}} \frac{M_{\text{NO}} \cdot \rho}{X_{\text{mol,ud}}} \quad (4.88)$$

На основу теоретских анализа, закључено је да корак временске интеграције треба да буде мањи од карактеристичног размера тока:

$$\Delta \tau = \min \{0, 1 \cdot \Delta x_i / U_i, \tau_p, \tau_t, \tau_r\}, \quad (4.89)$$

при чему је τ_r време за које честица прође кроз карактеристичан вртлог [88].

4.2.13. Комплетан дводимензиони математички модел процеса у ложишту у цилиндричним координатама

Пошто је у поглављу 5. валидација развијеног модела спроведена поређењем са резултатима истраживања сагоревања и косагоревања у експерименталном ложишту са цилиндричним осносиметричним струјним простором, пожељно је да се модел развије за цилиндричну геометрију. Такође, модел може да се сведе на дводимензиони (у функцији од x и r координате) без приметних одступања од реалности. Детаљно извођење егзактних транспортних једначина неизотермног турбулентног струјања у цилиндричним координатама са суштинским разумевањем појединих чланова једначина (које је врло оскудно у нашој и иностраној литератури) је објашњено у раду [87]. Дводимензиони стационарни математички модел, приказан у наставку, чини скуп свих моделираних диференцијалних једначина датих у развијеној форми и алгебарских израза које се решавају неком од нумеричких метода.

Гасна фаза:

Једначина континуитета:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho U) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho V) = S_p^m. \quad (4.90)$$

Једначине количине кретања:

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x}(r \rho U U) + \frac{\partial}{\partial r}(r \rho U V) \right] &= \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \mu_{\text{eff}} \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_{\text{eff}} \frac{\partial U}{\partial r} \right) \right] + \\ &+ \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \mu_{\text{eff}} \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mu_{\text{eff}} \frac{\partial U}{\partial r} \right) \right] - \frac{\partial P}{\partial x} + S_p^u + U S_p^m, \end{aligned} \quad (4.91)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r\rho UV) + \frac{\partial}{\partial r} (r\rho VV) \right] &= \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r\mu_{\text{eff}} \frac{\partial V}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r\mu_{\text{eff}} \frac{\partial V}{\partial r} \right) \right] + \\ &+ \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r\mu_{\text{eff}} \frac{\partial U}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r\mu_{\text{eff}} \frac{\partial V}{\partial r} \right) \right] - 2\mu_{\text{eff}} \frac{V}{r^2} - \frac{\partial P}{\partial r} + S_p^v + VS_p^m, \end{aligned} \quad (4.92)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r\rho UW) + \frac{\partial}{\partial r} (r\rho VW) \right] &= \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r\mu_{\text{eff}} \frac{\partial W}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r\mu_{\text{eff}} \frac{\partial W}{\partial r} \right) \right] - \\ &- \left(\frac{\mu_{\text{eff}}}{r^2} + \frac{\rho V}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \mu_{\text{eff}}}{\partial r} \right) W + S_p^w + WS_p^m, \end{aligned} \quad (4.93)$$

при чему је $W = W(x, r)$, тј. $W \neq W(\varphi)$!

Једначина турбулентне кинетичке енергије:

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r\rho Uk) + \frac{\partial}{\partial r} (r\rho Vk) \right] &= \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial r} \right) \right] + \\ &+ G_k - C_D \rho \varepsilon + S_p^k + 2kS_p^m, \end{aligned} \quad (4.94)$$

при чему је G_k продукција кинетичке енергије турбуленције дата изразом:

$$G_k = \mu_{\text{eff}} \left\{ 2 \left[\left(\frac{\partial U}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{\partial V}{\partial r} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial U}{\partial r} + \frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 \right\}. \quad (4.95)$$

Једначина дисипације турбулентне кинетичке енергије:

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r\rho U\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial r} (r\rho V\varepsilon) \right] &= \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial r} \right) \right] + \\ &+ C_{\varepsilon 1} \rho \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} G_k + S_p^\varepsilon + 2\varepsilon S_p^m. \end{aligned} \quad (4.96)$$

Једначине масених удела компонента гасне смеше:

$$\frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r\rho Ux_A) + \frac{\partial}{\partial r} (r\rho Vx_A) \right] = \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_x} \frac{\partial x_A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_x} \frac{\partial x_A}{\partial r} \right) \right] + S_{px_A}^m, \quad (4.97)$$

где се индекс „А” односи на појединачне компоненте гасне смеше: O_2 , N_2 , CO_2 , H_2O , CO , CH_4 , H_2 и HCN , при чему важи:

$$x_{O_2} + x_{N_2} + x_{CO_2} + x_{H_2O} + x_{CO} + x_{CH_4} + x_{H_2} + x_{HCN} = 1. \quad (4.98)$$

Једначина топлотне енергије гасне фазе:

$$\frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r \rho U h) + \frac{\partial}{\partial r} (r \rho V h) \right] = \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_H} \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\mu_{\text{eff}}}{\sigma_H} \frac{\partial h}{\partial r} \right) \right] + \dot{q}_{\text{rg}} + S_{\text{vol}} + S_{\text{p}}^h + \mathfrak{N}_r S_{\text{pc}}^m, \quad (4.99)$$

где је $\dot{q}_{\text{rg}} = K_{\text{ag}} (F_x + F_r - I_b)$, док једначине радијационих флуксава топлотног зрачења гласе:

$$0 = \frac{1}{K_t} \frac{d}{dx} \left(\Gamma_{\text{rd}} \frac{dF_x}{dx} \right) - (1 - \Omega_0 f - \Omega_0 b) F_x + 2\Omega_0 s F_r + (1 - \Omega_0) \frac{I_b}{3},$$

$$0 = \frac{1}{K_t} \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(\Gamma_{\text{rd}} \frac{dF_r}{dr} \right) - (1 - \Omega_0 f - \Omega_0 b) F_r + 2\Omega_0 s F_x + (1 - \Omega_0) \frac{I_b}{3}. \quad (4.100)$$

Дисперзна фаза:

Једначина концентрација честица:

$$\frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} (r U N_p) + \frac{\partial}{\partial r} (r V N_p) \right] - \frac{1}{r} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(r \Gamma_p \frac{\partial N_p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \Gamma_p \frac{\partial N_p}{\partial r} \right) \right] = 0. \quad (4.101)$$

Једначина кретања честице:

$$m_p \frac{dU_{\text{pc}}}{dt} = C_D \rho \frac{A_p}{2} (U - U_{\text{pc}}) |U - U_{\text{pc}}| + \frac{d_p^3 \pi}{6} (\rho_p - \rho) g,$$

$$m_p \frac{dV_{\text{pc}}}{dt} = C_D \rho \frac{A_p}{2} (V - V_{\text{pc}}) |V - V_{\text{pc}}| + \frac{2}{3} m_p \frac{k}{r} \left(1 + \frac{\tau_p}{\tau_t} \right)^{-1}. \quad (4.102)$$

у којима изрази за C_D за угаљ и биомасу имају следеће облике, редом:

$$C_D = \frac{24}{\text{Re}_p} (1 + 0,15 \text{Re}_p^{0,687}), \quad (4.103)$$

$$C_D = (24 / \text{Re}_{\text{sph}}) (1 + b_1 \text{Re}_{\text{sph}}^{b_2}) + [b_3 \text{Re}_{\text{sph}} / (b_4 + \text{Re}_{\text{sph}})].$$

Турбулентна дисперзија и дифузне брзине честица:

$$\Gamma_p = \frac{v_p^t}{\sigma_p}, \quad v_p^t = v_t \left(1 + \frac{\tau_p}{\tau_t} \right)^{-1}, \quad \tau_p = \frac{d_p^2 \rho_p}{18\mu}, \quad \tau_t = 1,5 C_\mu \frac{k}{\varepsilon}. \quad (4.104)$$

$$U_{\text{pd}} = -\frac{1}{N_p} \Gamma_p \frac{\partial N_p}{\partial x} \quad \text{и} \quad V_{\text{pd}} = -\frac{1}{N_p} \Gamma_p \frac{1}{r} \frac{\partial N_p}{\partial r}. \quad (4.105)$$

Укупна брзина честице:

$$\vec{U}_p = \vec{U}_{pc} + \vec{U}_{pd}. \quad (4.106)$$

Једначина топлотне енергије дисперзне фазе:

$$\frac{d}{d\tau}(m_p c_{pp} T_p) = \frac{Nu \lambda A_p}{d_p} (T - T_p) + \frac{\dot{q}_{rp}}{N_p} + c_{pp} T_p \frac{dm_p}{d\tau}. \quad (4.107)$$

$$Nu = 2 + 0,6 Re^{0,5} Pr^{0,33}. \quad (4.108)$$

Модел сагоревања честица угљеног праха и биомасе:

$$\text{Испуштање влаге: } \frac{dm_{vlage}}{dt} = -A_{vlage} \exp(-E/RT) m_p. \quad (4.109)$$

$$\text{Ослобађање волатила: } \frac{dm_{dev}}{dt} = k_{vol} [m_p - (1 - f_{v,0})(1 - f_{w,0})m_{p,0}]. \quad (4.110)$$

$$\text{Сагоревање волатила: } \dot{\Omega}_c = \min(\dot{\Omega}_{ch}, \dot{\Omega}_{ct}). \quad (4.111)$$

$$\dot{\Omega}_{ch} = A_h \cdot x_{fu}^a \cdot x_{ox}^b \cdot \rho^c \cdot \exp(-E_h/RT), \quad \dot{\Omega}_{ct} = A_{fu} \min \left[\rho \cdot x_{fu} \cdot \frac{\varepsilon}{k}, \rho \cdot \frac{x_{ox}}{s} \cdot \frac{\varepsilon}{k} \right]. \quad (4.112)$$

$$\text{Сагоревање коксног остатка: } \frac{dm_{pC}}{dt} = \frac{A_p M_p x_{mol}^{ox}}{\frac{1}{k_r} + \frac{1}{k_d}} \phi_{en}. \quad (4.113)$$

$$k_r = A_C \exp(-E/RT), \quad k_d = \frac{Sh \cdot D}{d_p}, \quad Sh = 2 + 0,6 Re^{0,5} \sigma^{0,33}, \quad (4.114)$$

$$D = 9,8 \cdot 10^{-10} \cdot T^{1,75}, \quad \phi_{en} = \frac{0,3 \cdot \Theta + 0,7}{\Theta}, \quad C + O_2 \rightarrow CO_2.$$

$$\text{Укупан губитак масе честица: } \frac{dm_p}{dt} = \frac{dm_{vlage}}{dt} + \frac{dm_{dev}}{dt} + \frac{dm_{pC}}{dt}. \quad (4.115)$$

Изворни члан услед дисперзне фазе за општу променљиву Φ гасне фазе у оквиру PSI-CELL методе спрењања гасовите и дисперзне фазе:

$$S_p^\Phi = \frac{1}{V} \sum_i \sum_j \dot{N}_{ij} \left[(m_{p,ij} \Phi_{p,ij})_{улаз} - (m_{p,ij} \Phi_{p,ij})_{излаз} \right]. \quad (4.116)$$

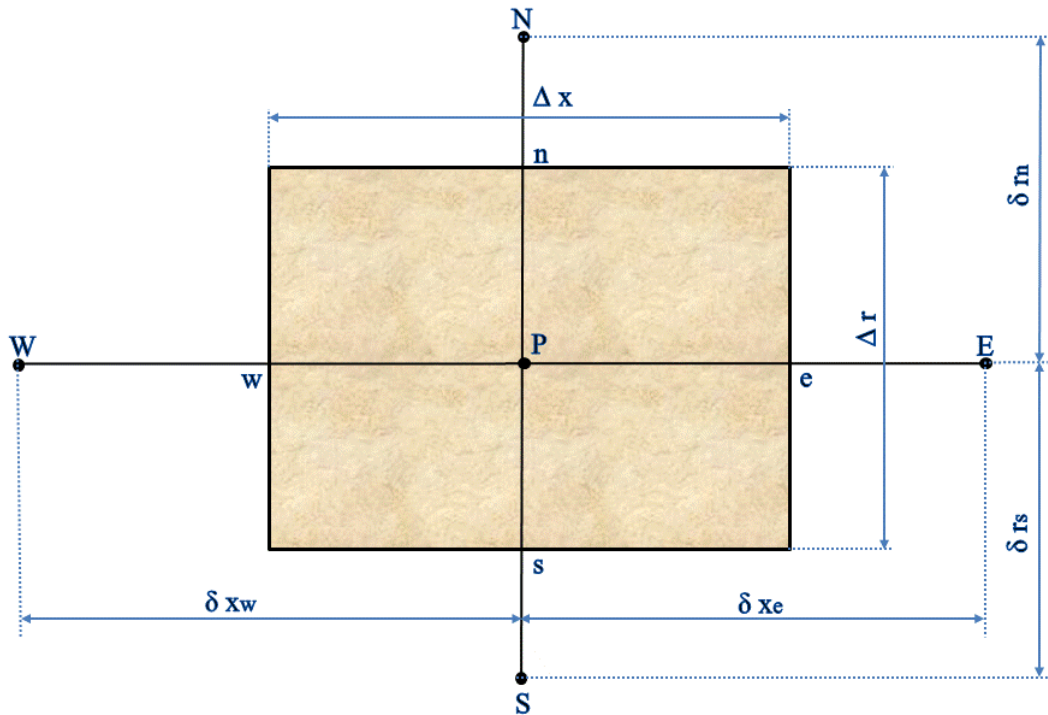
4.3. Програмски код и нумерички аспекти проблема

Дакле, први корак у процесу математичког моделирања је правилно сагледавање физикалности неког проблема и његово успешно описивање математичким системом једначина, дефинисаним у претходном поглављу. Након тога приступа се нумеричким решавању система парцијалних диференцијалних једначина помоћу нумеричких метода.

У нумеричкој процедури најпре се парцијалне диференцијалне једначине (ПДЈ) преводе у систем алгебарских једначина поступком дискретизације, тако што се из бесконачног скупа вредности временских и просторних координата узима један коначан подскуп репрезентативних вредности, и израчунава било која променљива Φ само за тако изабране (дискретне) вредности. Постоји више начина за дискретизацију диференцијалних једначина [106]:

1. метода коначних разлика (дискретизација у Taylor-ов ред),
2. метода коначних елемената (апроксимација променљивих полиномима) и
3. метода коначних запремина (постављање равнотеже конвективних/ дифузионих флуксева за контролну запремину у функцији Peclet-овог броја).

За проблеме реактивних турбулентних струјања метода контролних запремина је за сада нашла најширу примену, па је одабрана и за ову проблематику. Прорачунска област се дели на коначан број контролних запремина, при чему је нумеричка мрежа изабрана тако да се чворови, тј. тачке које репрезентују вредности променљивих контролне запремине, налазе у центру контролних ћелија. Дискретизација домена интеграције приказана је на слици 4-1. Чвор изабране контролне запремине означен је са P , док су чворови суседних ћелија означени са: W - запад, E - исток, S - југ и N - север (у литератури позната као компасна нотација). Индекси страница контролних запремина се према усвојеној номенклатури обележавају са: w , e , s и n .



Слика 4-1. Контролна ћелија прорачунске области са суседним чворовима.

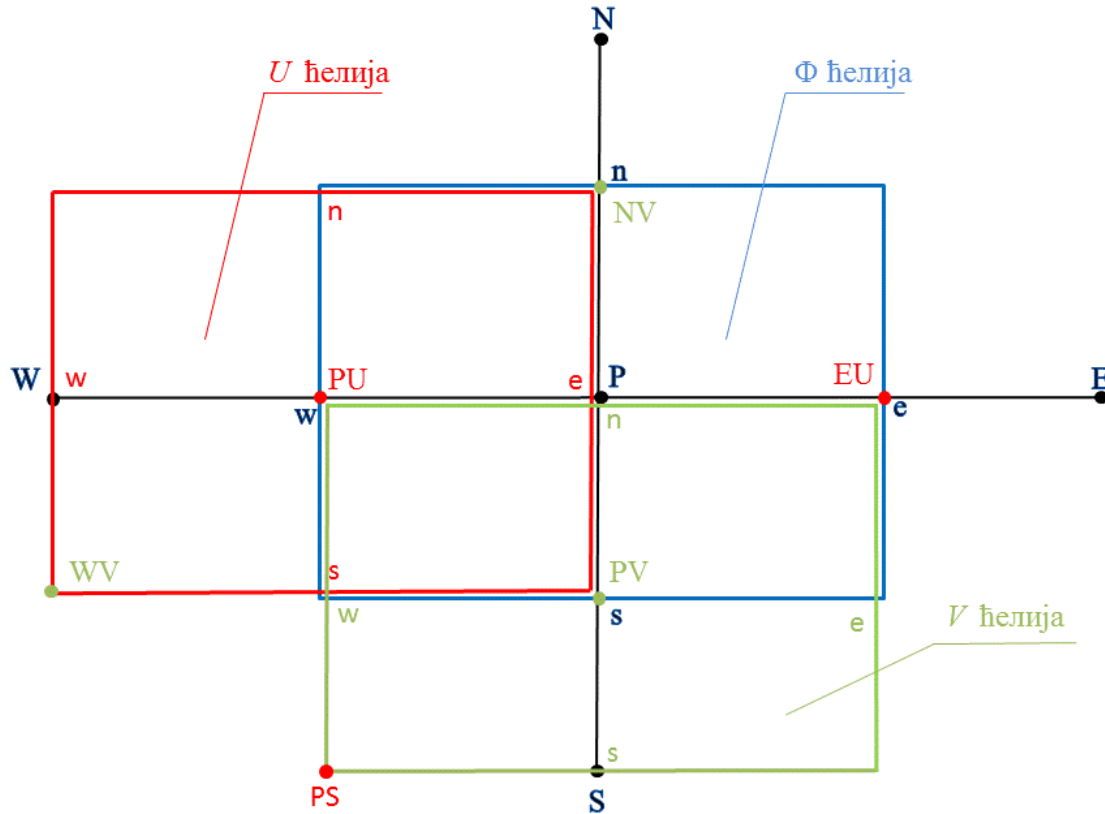
Све транспортне једначине турбулентног струјања, једначине тоталних флуксава зрачења и једначине концентрације честица су описане генералном диференцијалном једначином за дефинисане чворове простора:

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}(\rho\Phi)}_{\text{нестационарни члан}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho U\Phi)}_{\text{конвективни члан}} = \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial x_i}\right)}_{\text{дифузиони члан}} + \underbrace{S_\Phi}_{\text{изворни члан}}, \quad (4.117)$$

при чему Γ_Φ означава транспортни коефицијент дифузије за општу варијаблу Φ [107]. За дводимензионо стационарно струјање претходна једначина у развијеном облику гласи:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho U\Phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r\rho V\Phi) - \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial x}\right) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(r\Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial r}\right) - S_\Phi = 0. \quad (4.118)$$

За решавање проблема струјања флуида усвојен је измештен распоред променљивих за компоненте брзине (енгл. staggered grid), који обезбеђује добру повезаност поља главне брзине и притиска [89], [108], [109]. У овде разматраном случају јављају се три сета контролних запремина, један за скаларне променљиве и два за компоненте брзина: U у x -правцу и V у r -правцу (слика 4-2).



Слика 4-2. Нумеричка мрежа са измештеним распоредом променљивих.

Центри компонената брзина су измештени на границама скаларних контролних запремина у негативним смеровима координатних оса и истовремено су управне на њих, што знатно олакшава одређивање конвективних флукса на страницама, док се обимна брзина W израчунава у центру неизмештене контролне запремине. Треба напоменути да се данас успешно користе и контролне запремине са неизмештеним распоредом променљивих (енгл. *collocated grid*) [106], применом Rhie&Chow интерполације за брзину на граници ћелије којим се елиминише нетачно поље притиска [110].

При дискретизацији генералне диференцијалне једначине интеграл се једначина (4.118) тако да се добија:

$$\int_{x_w}^{x_e} \int_{r_s}^{r_n} \int_0^1 \left[\frac{\partial}{\partial x} (r\rho U\Phi) + \frac{\partial}{\partial r} (r\rho V\Phi) - \frac{\partial}{\partial x} \left(r\Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial r} \left(r\Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial r} \right) - rS_\Phi \right] d\varphi dr dx = 0 \quad (4.119)$$

где координата φ има границе од 0 до 1 rad уместо од 0 до 2π , јер је ради погодности услед осносиметричности једначина подељена са 2π .

Дискретизацијом конвективних, дифузионих и изворних чланова добија се општа диферентна једначина [89], [108], [109]:

$$(a_p - S_p^\Phi) \Phi_p = a_E \Phi_E + a_W \Phi_W + a_N \Phi_N + a_S \Phi_S + S_u^\Phi, \quad (4.120)$$

при чему су конвективни и дифузиони кофицијенти диферентне једначине рачунати као $C = \rho U A$ и $D = \Gamma_\phi A / \Delta y$, редом. Коефицијенти „ a_i ” су рачунати помоћу хибридне шеме, тј. секвенцијалне апроксимације, која представља комбинацију узводне шеме и шеме централних разлика у зависности од односа утицаја конвекције и дифузије, односно од вредности Peclet-овог броја ($Pe = \rho U \Delta x / \Gamma_\phi$) [89], [108]. Дискретизација изворног члана приказана је следећим изразом:

$$\int_{x_w}^{x_e} \int_{r_s}^{r_n} \int_0^1 r S^\Phi d\varphi dr dx = S^\Phi dV = S_u^\Phi + S_p^\Phi \cdot \Phi_p, \quad (4.121)$$

при чему је за изворни члан пожељно извршити оптималну линеаризацију да би се обезбедила конвергенција решења.

При дискретизацији ПДЈ постоје четири основна услова које треба задовољити за добијање физички реалног решења:

1. мора бити исти израз за флукс кроз заједничку границу за обе суседне запремине због закона одржања посматране величине;
2. коефицијенти диферентних једначина треба да буду позитивни уз зависно променљиву;
3. при линеаризацији изворног члана ($S = S_u + S_p \Phi_p$) треба обезбедити да S_p буде негативно;
4. вредност централног коефицијента је једнак збиру суседних коефицијената

$$a_p = \sum a_{Nb}.$$

Гранични услови као што је поменуто имају велики утицај на добијање решења, при чему се за нумеричко решавање користе три карактеристична случаја у зависности од природе проблема: Dirichlet-ов (ако је дефинисан флукс кроз границу), Neumann-ов (дефинисана вредност променљиве) и Robbin-ов услов (дефинисана вредност функције и градијента променљиве нормалне на границу). Услов носиметричности се своди на изједначавање коефицијената „ a ” на

површини контролне запремине уз осу са нулом. За почетне услове важно је тачно дефинисати масени проток на улазу, док се на излазу вредности променљиве (уколико се мењају умерено) могу добити интерполацијом.

За решавање диферентних једначина добијених методом контролних запремина, које формирају систем алгебарских линеарних једначина, овде је коришћен тзв. SIP¹⁴ алгоритам (енгл strongly implicit procedure, [111]), проширен за тродимензионалне случајеве струјања (SIPSOL алгоритам, [112]).

При прорачуну итеративни процес се одвија све док су релативне промене променљивих између две узастопне итерације веће од неког унапред изабраног малог броја. Конвергенција решења се проверава на основу дебаланса једначина дефинисаног преко „заосталог“ извора, тј. резидуала променљиве за скуп једначина унутар разматраног целокупног поља:

$$R_{\Phi} = (a_p - S_p) \Phi_p - \sum_{N_b}^{W,E,S,N} a_{N_b} \Phi_{N_b} - S_u. \quad (4.122)$$

Да би се задовољио услов конвергенције, нормализоване вредности резидуала променљивих у свим контролним запреминама морају да буду мањи од задате референтне вредности:

$$\sum_{i=1}^{N_I} \sum_{j=1}^{N_J} R_{\Phi,ij} \leq R_{\Phi,ref}. \quad (4.123)$$

За обезбеђивање системске стабилности итерација ка конвергентном решењу уводи се додатни (вештачки) извор променљиве Φ , који се додаје постојећим изворима S_u и S_p , како би се елиминисала могућа појава сингуларитета диферентних једначина. Помоћу технике релаксације итеративни процеси се успоравају или убрзавају, тако да постоје подрелаксационе и надрелаксационе технике. У развијеном нумеричком коду извршена је линеарна подрелаксација изворних чланова, термодинамичких транспортних својства флуида, као и одређених коефицијената у једначини за корекцију притиска. Вредности подрелаксационих фактора варирају од случаја до случаја, тако да је избор њихових вредности искуствене природе. Такође, техником подрелаксације може се елиминисати вештачка нумеричка дифузија која је последица узводног диференцирања [89]. Нумеричка дифузија је акумулативне природе, тако да се

¹⁴ SIP – Strongly implicit procedure.

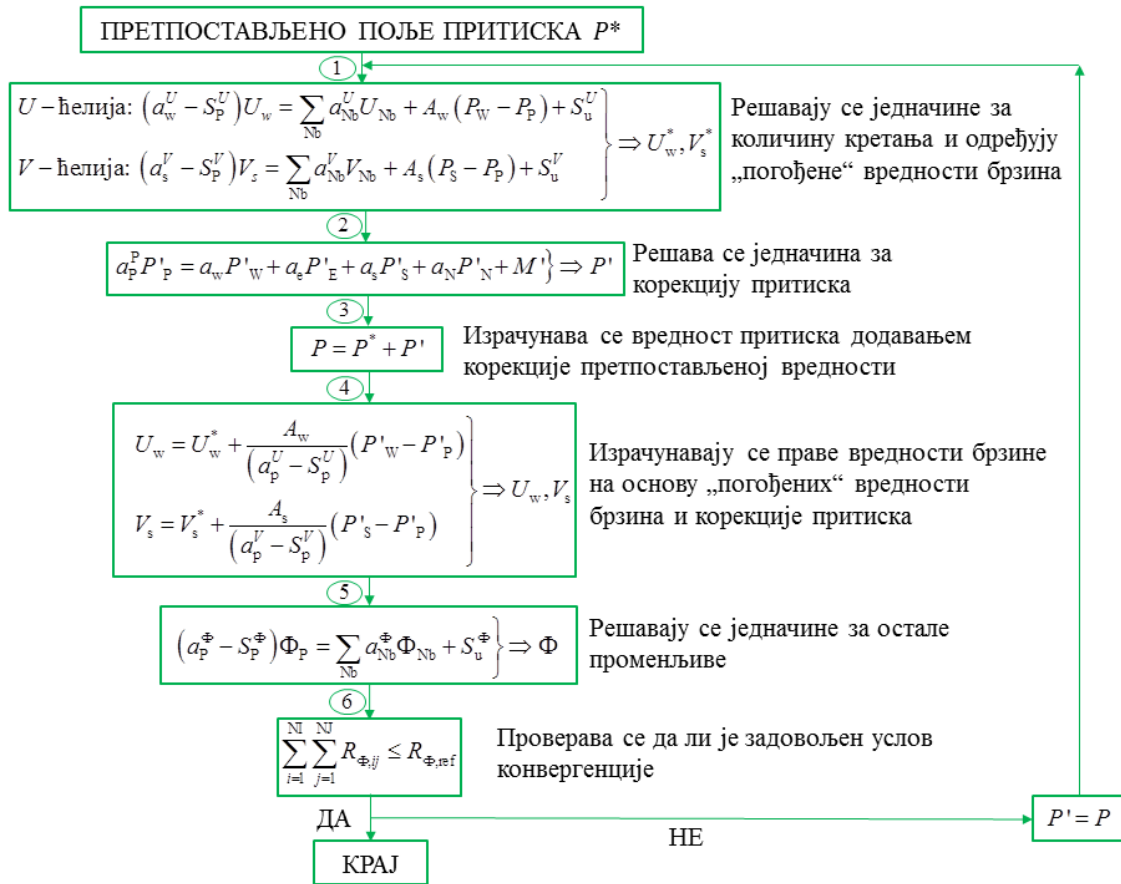
грешка из итерације у итерацију све више повећава, што даље може довести до дивергенције решења.

У једначини количине кретања налази се изворни члан – градијент притиска $\partial P / \partial x_i$, који није функција брзине или неке друге променљиве. При прорачуну је потребно одредити тачно поље притиска, јер оно директно утиче на брзинско поље, које истовремено треба да задовољи и једначину континуитета, тако да истовремено треба задовољити услове одржања масе и количине кретања. Да би се истовремено задовољили услови одржања масе и количине кретања, који нису погодни у нумеричком смислу, користи се SIMPLE¹⁵ алгоритам. Помоћу SIMPLE алгоритма (слика 4-3) имплицитно се спрежу једначине за количине кретања и једначина континуитета преко једначине за корекцију притиска, при чему се коначна решења поља брзине и притиска добијају кроз итеративни поступак. У једначини за корекцију притиска (фигуришу разлике притиска, тј. релативни притисак) са M' је дат нумерички извор масе у контролној запремини услед претпостављених вредности масених флуксева кроз границе ћелија:

$$M' = -\rho_e^* U_e^* A_e + \rho_w^* U_w^* A_w - \rho_s^* U_s^* A_s + \rho_n^* U_n^* A_n . \quad (4.124)$$

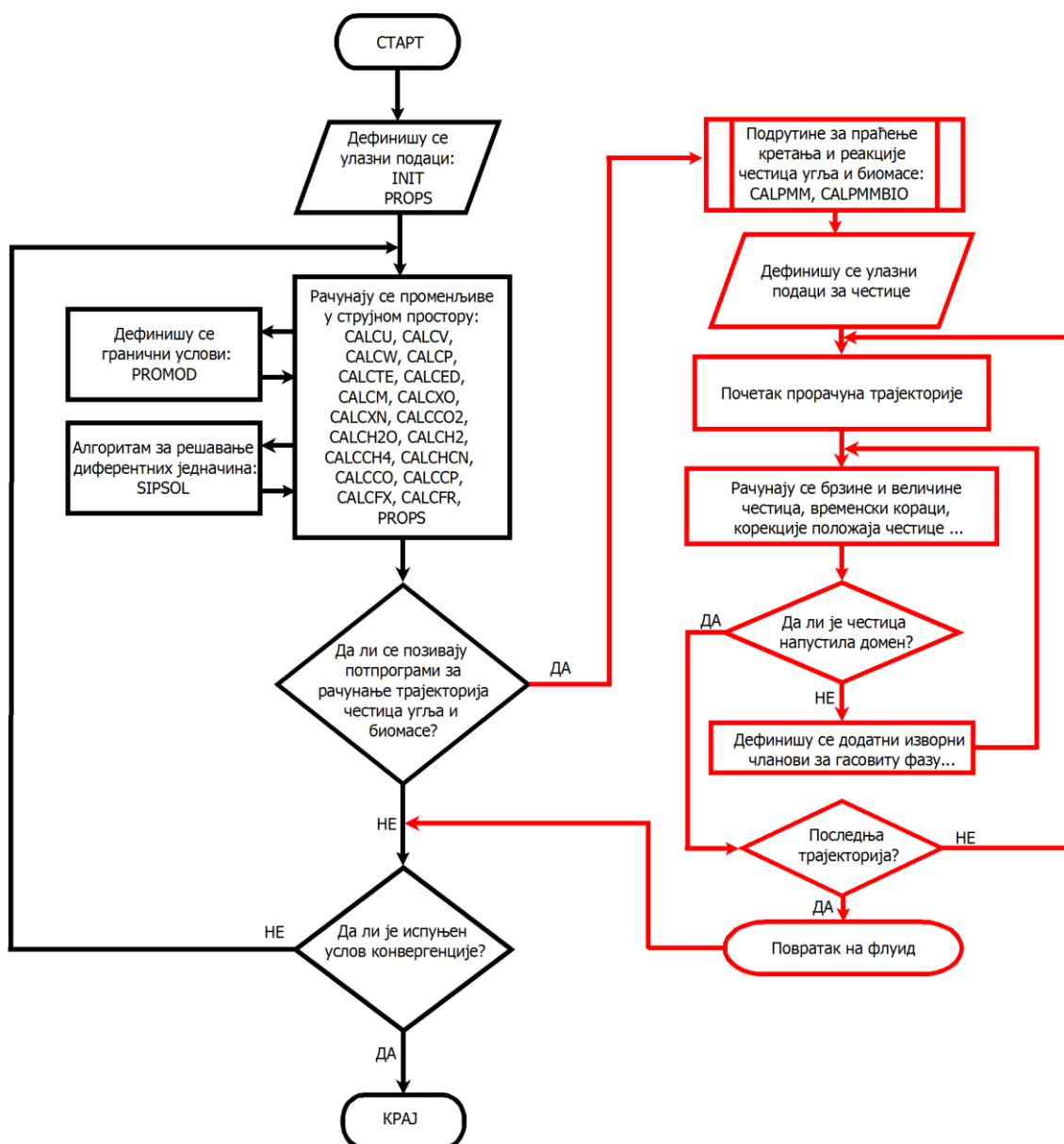
Циљ алгоритма, приказаног на слици 4-3, је спроводити прорачун све док вредности члана M' у свим ћелијама не постану блиски нули, јер су само у том случају једначине за количину кретања и континуитета задовољене, а поља брзина и притиска тачно одређене.

¹⁵ SIMPLE – Semi Implicit Method for Pressure – Linked Equations.



Слика 4-3. Структура SIMPLE алгоритма са секвенцама.

Основу нумеричког кода за решавање проблема чини TEACH програм за елиптични ток, заснован на методи контролних запремина, развијен на Imperial College-у 1976. Програмирање је извршено применом програмског језика FORTRAN. Дијаграм тока компјутерског програма приказан је на слици 4-4.



Слика 4-4. Дијаграм тока компјутерског програма.

У почетном делу програма помоћу потпрограма INIT одређује се геометрија струјног простора и нумеричка мрежа, дефинишу се иницијални и гранични услови, претпостављају почетне вредности променљивих у целокупном прорачунском домену (иницијализација поља), задају константе модела и др. У потпрограму PROPS дефинишу се полазне вредности термодинамичких и транспортних својстава флуида.

Затим се у сету потпрограма CALCF обезбеђују коефицијенти диферентних једначина и припремају једначине за решавање. У оквиру

итеративног процеса прорачуна позивају се следећи потпрограми за рачунање поља вредности променљивих:

- CALCU, CALCV – потпрограми за једначине количине кретања,
- CALCP - потпрограм за једначину корекције притиска,
- CALSTE И CALCED – потпрограми за једначину кинетичке енергије турбуленције и њене дисипације,
- CALCM – потпрограм за енергетску једначину (одређивање енталпије, тј. температуре),
- CALCXO, CALCXN, CALCCO₂, CALCH₂O, CALCH₂, CALCCN₄, CALCHCN и CALCCO – потпрограми за једначине масених удела (кисеоника, азота, угљен-диоксида, водене паре, водоника, метана, хидрогенцијанида и угљен-монооксида, редом),
- PROPS – потпрограм за одређивање нових вредности параметара система (густине флуида, специфичног топлотног капацитета смеше, вискозности честице, радијационих карактеристика...)

Пре самог решавања једначина позива се PROMOD – потпрограм за дефинисање граничних услова поменутих варијабли.

Након одређеног броја итерација за гасну фазу, позивају се потпрограми за дисперзне фазе спрашеног угља и биомасе - CALPMM и CALPMMBIO, редом. Дисперзна фаза је моделирана преко репрезентативног броја дискретних трајекторија, дуж којих се врши временско интеграљење једначина кретања, енергије и промене масе честица. У поменутих потпрограмима одређују се додатни чланови за гасовиту фазу услед присуства честица.

Затим се проверава да ли је испуњен услов конвергенције гасне фазе. Уколико критеријум није задовољен, прорачун се враћа на почетак итеративног процеса. Уколико је услов конвергенције испуњен врши се завршна обрада израчунатих вредности и формирају табеле излазних података.

Приказано нумеричко решавање дводимензионог математичког модела се на аналогни начин лако проширује и на трећу координату за потребе нумеричког решавања тродимензионих проблема. У том случају, за тродимензионалну контролну запремину, додају се: чворови суседних ћелија означени нпр. В - доле

и T - горе , са одговарајућим индексима страница контролних запремина b и t , редом, као и компонента вектора брзине за трећу координату. За математички опис и нумеричко решавање проблема струјања, размене масе и топлоте при косагоревању у ложишту реалног котла, у оквиру детаљне параметарске анализе у поглављу 6, коришћена је тродимензионална нумеричка мрежа и одговарајући систем моделираних транспортних једначина у Descartes-овим координатама. Да би се избегло понављање, комплетан систем једначина за ложиште се може видети у [76].

5. ВАЛИДАЦИЈА МАТЕМАТИЧКОГ МОДЕЛА ЗА ПРЕДВИЂАЊЕ САГОРЕВАЊА И КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНОГ УГЉА И БИОМАСЕ У ЛАБОРАТОРИЈСКОМ РЕАКТОРУ

Нумеричке симулације су спроведене користећи сопствени, развијени програмски код у FORTRAN-у, у коме су уграђени подмоделу турбулентног двофазног гас-честице тока и хемијских реакција, дефинисани у претходном поглављу, током комплексног процеса сагоревања (испаривање, деволатилизација, сагоревање волатила и сагоревање коксног остатка). Валидација развијеног математичког модела извршена је поређењем нумеричких резултата са доступним експерименталним лабораторијским резултатима из литературе. Референтна сложена мерења вршена су у осносиметричном цилиндричном реактору са вртложним (односно вихорним) гориоником за сагоревање спрашених горива у лету са струјањем наниже. Експериментални резултати из изабраног реактора су проистекли из недавних истраживања и објављени су у неколико међународних часописа и дисертацији, тако да се сматрају поузданим и референтним за поређење. У експерименталном ложишту тамо где су постојали референтни подаци мерења спроведена је квантитативна анализа ваљаности развијеног модела. За величине за које нису постојала експериментална мерења, извршена је квалитативна анализа нумеричких резултата, тј. проверава се да ли модел даје физички реалне резултате разматраних моделираних процеса. Развијени модел је проверен за случај комплексног двофазног турбулентног струјања са разменом топлоте и масе. Валидација модела спроведена је за три разматрана случаја:

1. Сагоревање спрашеног угља;
2. Сагоревање спрашене биомасе;
3. Директно косагоревање спрашеног угља са биомасом.

У прва два случаја акценат је стављен на проверу поузданости модела при сагоревању једне врсте спрашеног чврстог горива. На основу тога, у трећем случају проблем је усложњен, тј. направљен је финални FORTRAN-ски програм за случај директног косагоревања угља и биомасе. Пре саме валидације модела приказана је геометрија лабораторијског (pilot-scale) реактора, који је искоришћен за поређење нумеричких и експерименталних резултата.

5.1. Геометрија експерименталног реактора и карактеристике горива

Вртложни горионици су конструисани тако да обезбеде стабилност пламена и да произведу кратак и интензиван пламен у настојању да се смањи димензија ложишта и повећа степен сагорелости горива. Оба ова циља се испуњавају вртложењем секундарног ваздуха пре уласка у ложиште. Рецикулација врелих продуката сагоревања обезбеђује стабилност пламена, док вртложни секундарни ваздух повећава мешање горива и ваздуха, креирајући интензиван пламен. Задатак вртложних горионика је минимизирање концентрација NO_x уз одржање стабилности пламена и свеобухватног сагоревања.

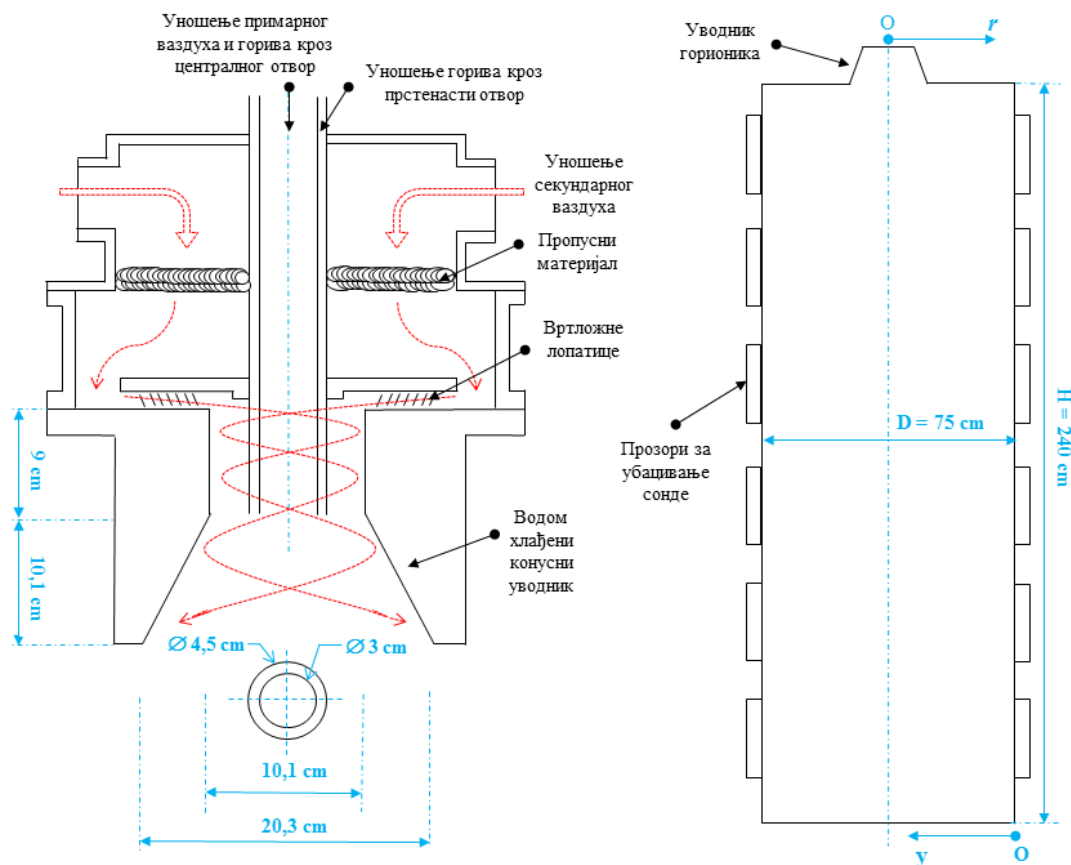
Нумерички резултати модела су поређени са доступним експерименталним подацима у pilot-scale реактору снаге 150 kW са вртложним гориоником, у коме се независно могу уносити две врсте непомешаних горива [113], слика 5-1. Експериментални реактор, висине 240 cm и унутрашњег пречника 75 cm, састоји се од шест одвојених секција сложених једна на другу, при чему свака секција садржи четири прозора (12 x 30 cm) који се отварају и омогућавају приступ комори реактора. Вртложни горионик се налази на врху ложишта, при чему унета спрашена горива и ваздух струје наниже. На улазу у комору налази се водом хлађени конусни дифузор са углом конуса од 30°. Горива која су коришћена за сагоревање су високо-битуменски угаљ (типа: blind canyon) и пшенична слама (енгл. wheat straw), карактеристика приказаних у табели 5.1.

За добијање експерименталних резултата коришћен је систем за узорковање гаса, чије су најбитније компоненте: сонда са FTIR¹⁶ гасним анализатором и Noгіba гасни анализатор. Генерално, пламенови код реактора са струјањем наниже теже да буду нестабилни у погледу симетрије услед узгонске силе врелих продуката сагоревања.

У [113] су објашњене и потешкоће са којима су се аутори сусрели приликом извођења овог сложеног експеримента у ложишту (услов стационарности, поновљивост експеримента, симетрија мерених величина и просечна аксијална концентрација), које увек треба имати у виду због поузданости измерених резултата. Добијени подаци референтних мерења

¹⁶ FTIR – Fourier-transform infrared spectroscopy.

компонента гасне смеше су показали доследност и поновљивост (температуре и брзине нису мерене), тако да се сматрају поузданим за валидацију развијеног математичког модела.



Слика 5-1. Попречни пресек горионика и унутрашњост ложишта.

Табела 5.1. Карактеристике горива.

Техничка анализа горива* (% wt)					
	Влага [%, AR]	Волатили [%, D]	C _{фик} [%, D]	A [%, D]	H _g [kJ kg ⁻¹ , D]
Угаљ	2,1	40,6	51,5	7,89	30731
Слама	7,7	79,5	15,6	4,91	18493
Елементарна анализа горива* (% wt)					
	C [%, DAF]	H [%, DAF]	O [%, DAF]	N [%, DAF]	S [%, DAF]
Угаљ	81,22	5,52	10,97	1,66	0,63
Слама	49,73	5,97	43,73	0,57	<0,01
Средњи пречник и густина честица					
	\bar{d}_p [μm]	ρ_p [kg m ⁻³]			
Угаљ	110,4	1400			
Слама	451,0	600			

* Основа: AR = доставно стање; D = сува основа; DAF = без влаге и пепела. % wt = масени %.

5.2. Валидација математичког модела сагоревања спрашеног угља

За први случај валидације математичког модела изабран је случај сагоревања спрашеног угља. У табели 5.2. приказани су радни услови за разматрани случај. Циљ је да се испита да ли предложени модел даје физичке задовољавајуће резултате при сагоревању спрашеног угља у вихорном горионику, како би се евентуалне грешке уочиле и исправиле [114].

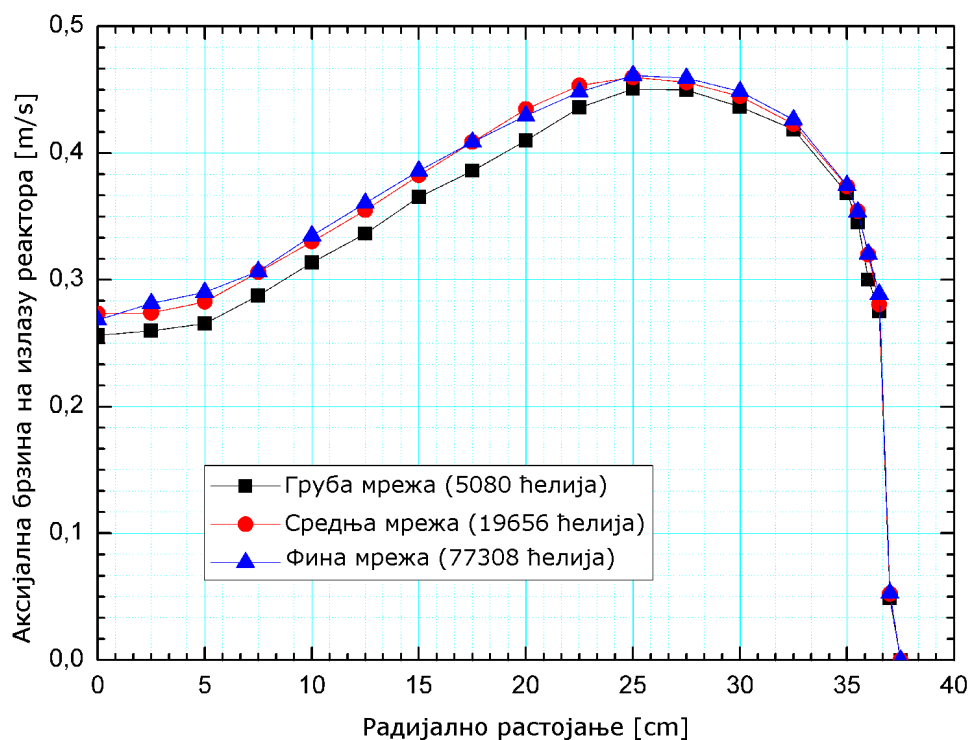
Табела 5.2. Радни услови за сагоревање спрашеног угља.

Проток угљеног праха кроз централни отвор	15,3	[kg h ⁻¹]
Проток примарног ваздуха кроз централни отвор	11	[kg h ⁻¹]
Проток секундарног ваздуха кроз коаксијални ануларни отвор	160	[kg h ⁻¹]
Количина топлоте која се уноси у комору	127	[kW]
Степен вртложења секундарног ваздуха (вихорни број)*	1	[-]

* Вихорни број се дефинише ради одређивање интензитета вихора, и представља однос аксијалног протока тангенцијалне количине кретања и аксијалног протока аксијалне количине кретања.

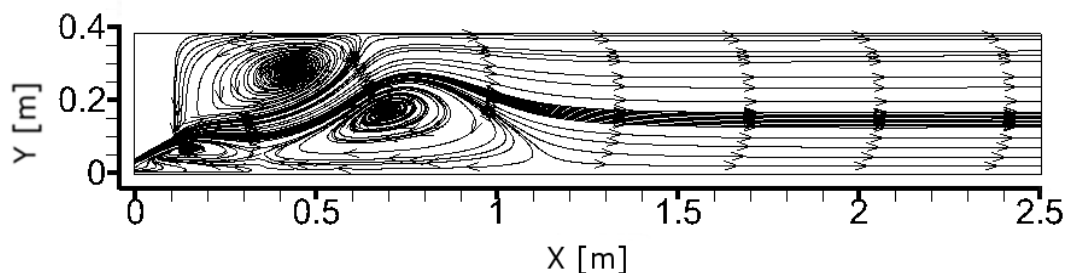
Температуре примарне струје и честица угљеног праха износе 310 К, температура секундарне струје 600 К, док су температуре зида реактора и водом хлађеног конусног дифузора 1273 К и 293 К, редом. У изразу за израчунавање ослобађања влаге предекспоненцијални члан и енергија активације износе $A = 5,13 \cdot 10^{10} \text{ s}^{-1}$ и $E = 8,8 \cdot 10^7 \text{ J kmol}^{-1}$, док кинематски параметри деволатилизације честица угља имају следеће вредности $A_{\text{vol}} = 3,12 \cdot 10^5 \text{ s}^{-1}$ и $E_{\text{vol}} = 7,4 \cdot 10^7 \text{ J kmol}^{-1}$, редом [47]. Кинематски параметри хомогеног и хетерогеног сагоревања усвојени су сходно [47] и [74]. Нумеричким прорачуном обухваћена је и комора и конусни уводник, при чему је искоришћена симетрија струјног простора тако да је вршен прорачун само половине реактора. За CFD симулације сва три разматрана случаја примењене су три структуриране униформне нумеричке мреже у дводимензионом реактору, које се састоје од 5080, 19656 и 77308 ћелија (груба, средња и фина мрежа, редом). У оквиру верификације нумеричког кода, стабилност компјутерског програма и конвергенција нумеричких решења тестирани су за услов независности мреже (енгл. grid independence). На слици 5-2. су приказане добијене аксијалне брзине гаса на излазу дуж радијалног растојања реактора. На основу студије утицаја

мреже, усвојена је нумеричка мрежа од 19656 ћелија (252 x 78) која је довољна да се постигне тачност решења независно од броја ћелија у мрежи. Прво позивање честица је после 100 итерација, а након тога на сваких 50. Програмски код се зауставља после 5000 итерација, испуњавајући задати критеријум конвергенције.



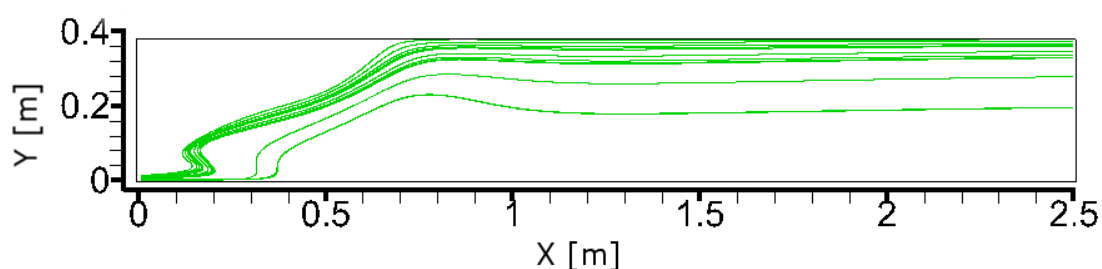
Слика 5-2. Студија утицаја мреже на вредности излазне брзине.

Добро конвергирани резултати добијени нумеричким симулацијама се затим пореде са експерименталним подацима у реактору. Што се тиче настале струјне слике гасова, периферна и унутрашња (централна) рецикулациона зона се формирају у врху ложишта, као што се и очекује при вихорним струјањима у ограниченим просторима са наглим проширењем, слика 5-3. Централна рецикулациона зона, која је последица вихорног струјања секундарног ваздуха услед повратног аксијалног градијента притиска, усмерава вреле продукте сагоревања ка горионику дуж централне линије и тако успорава честице које улазе у ложиште. Са друге стране, периферна рецикулациона зона се формира, услед нагле промене геометрије попречног пресека, у горњим угловима реактора где се зидови додирују [115], усмеравајући гасну струју ка горњем зиду ложишта.



Слика 5-3. Формирана периферна и централна рецикулациона зона при вихорном струјању у лабораторијском реактору.

На слици 5-4. приказане су изабране трајекторије честица монодисперзног спрашеног угља пречника 110,4 μm од укупно 130 рачунатих трајекторија (што се показало довољним да обезбеди стабилан, тачан, али и ефикасан прорачун). Честице након улаза у реактор продиру у ЦРЗ¹⁷ где се постепено заустављају услед повратног струјања гаса. Услед смањења аксијалне компоненте брзине, почињу да преовладавају радијална и тангенцијална компонента, мењајући правац кретања честица и усмеравајући их ка зиду ложишта због дејства вртлога. Даље, честице настављају кретање поред зида ложишта, од кога се повремено и одбијају, ка излазу из коморе. Треба напоменути да је у разматраном случају утицај чврсте (дисперзне) фазе на струјно поље гаса занемарљив, услед релативно великог протока ваздуха који се уводи у ложиште у односу на проток спрашеног горива. Резултати развијеног модела показују физички очекиване облике трајекторије честица угља, које логично прате струјно поље гаса, слика 5-3.

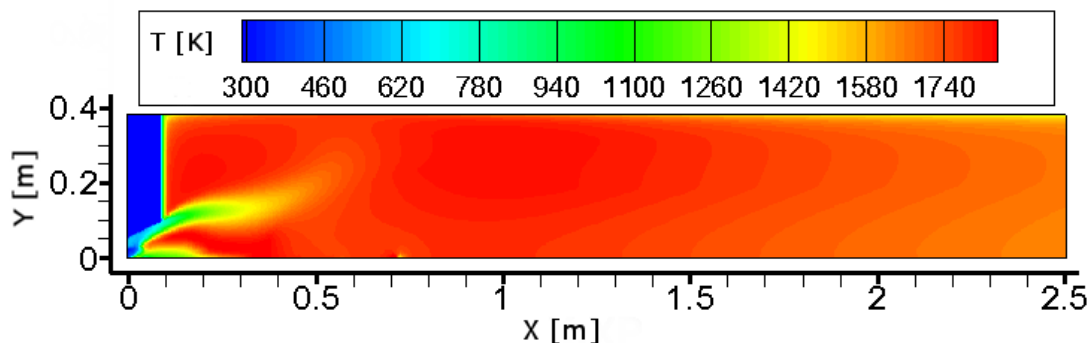


Слика 5-4. Одабране трајекторије честица предметног угља.

Након уласка у реактор, услед интензивне размене топлоте, честице угља трпе серију трансформација којима им се смањује маса (испаривање влаге,

¹⁷ ЦРЗ – Централна рецикулациона зона.

деволатилизација и сагоревање коксног остатка) при чему се формира пламен у комори. Температурно поље гаса у реактору добијено нумеричким симулацијама дато је на слици 5-5. Температуре нису експериментално мерене у реактору, па је извршена квалитативна анализа добијеног поља.

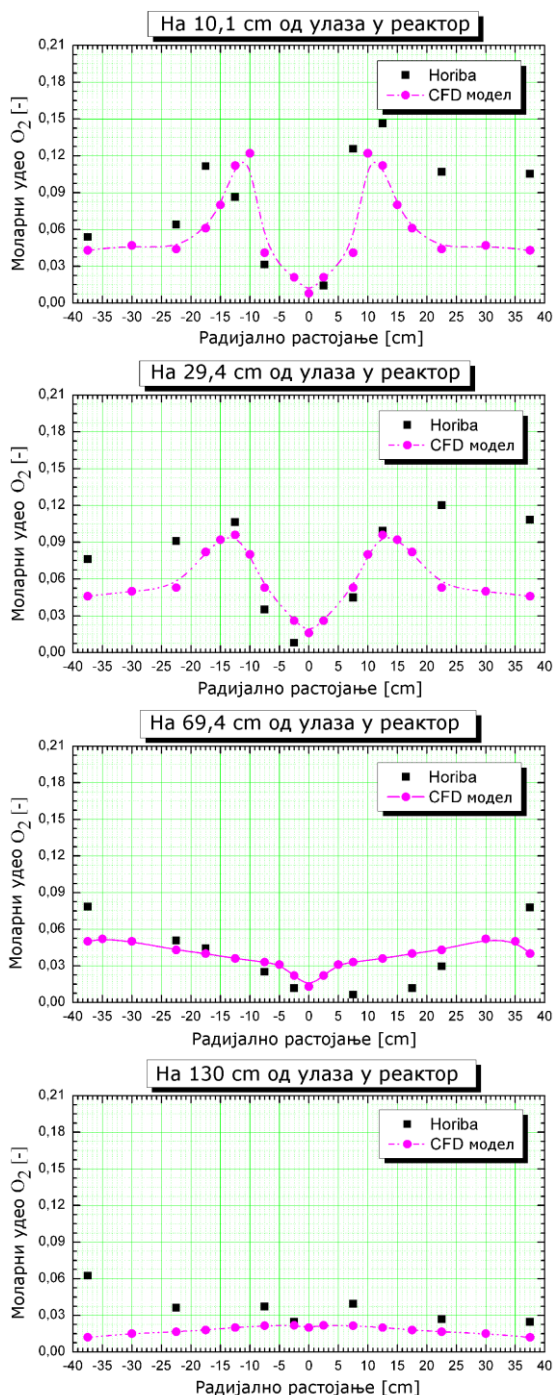


Слика 5-5. Температурско поље гаса у реактору добијено нумеричким симулацијама.

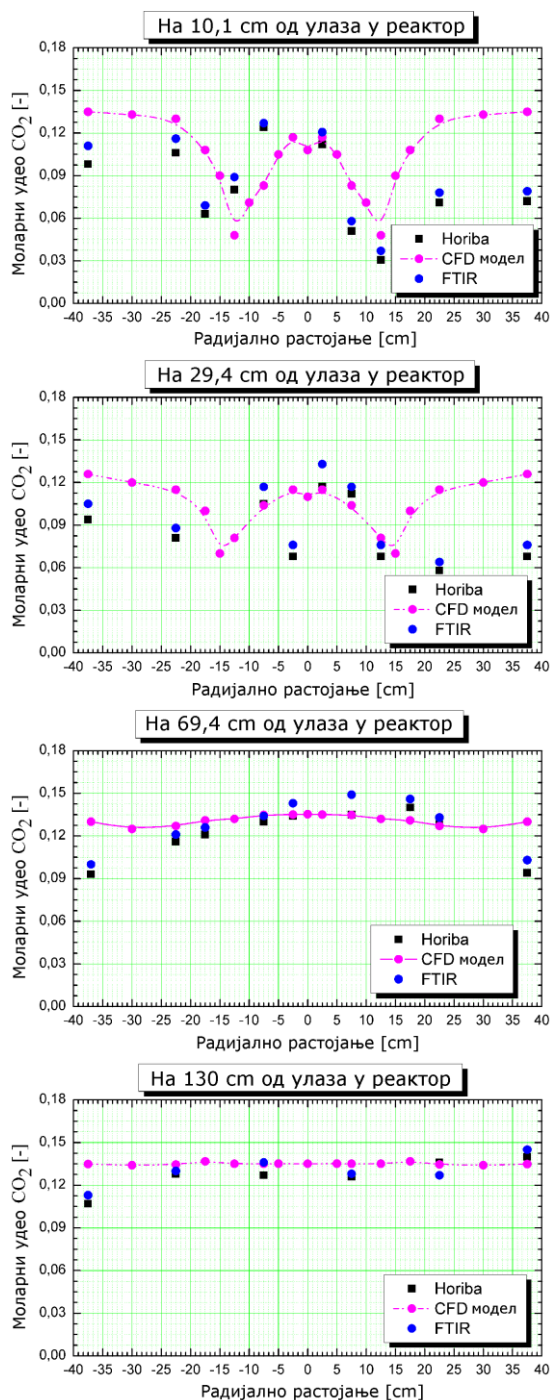
На основу температурног поља, могу се уочити три зоне са највишим температурама: прва, на улазу у комору где се волатили брзо ослобађају и сагоревају; затим друга зона мало даље од улаза ка периферији зида ложишта која је последица почетка сагоревања коксног остатка честица; и на крају трећа зона у делу повратног кретања честица угљеног праха. Резултати симулација задовољавајуће одсликавају температурско поље гаса при задатим условима струјања и у складу су са обликом трајекторија честица.

Резултати нумеричких симулација за моларне уделе CO_2 и O_2 су упоређени са експерименталним подацима из [113] дуж радијалног растојања на различитим аксијалним растојањима од улаза у реактор, при чему су аксијална растојања рачуната од излаза из конуса, слике 5-6. и 5-7. Дате концентрације продуката сагоревања одсликавају комплексне турбулентне транспортне процесе и реакције у реактору. Резултати су приказани у целом попречном пресеку ложишта, зато што се мерени профили приметно разликују услед утицаја мерног уређаја (сонде) на струјну слику. Поређења добијених нумеричких резултата CO_2 и O_2 су показала сасвим задовољавајућа слагања са мереним подацима и у сагласности су са очекиваним профилима компонената гасне смеше (при повећању продуката CO_2 и H_2O , као и CO , смањује се концентрација O_2). Како се гасни продукти сагоревања

приближавају излазу из коморе, тако се гасна струја развија, одступања постају мања и непосредно пре излаза просечна разлика поређених резултата је мања од 5%.



Слика 5-6. Поређење резултата CFD модела са експерименталним подацима за моларни удео O_2 .



Слика 5-7. Поређење резултата CFD модела са експерименталним подацима за моларни удео CO_2 .

Квалитативно и квантитативно, сви профили одговарају референтним мерењима. На основу резултата поређења може се закључити да је предложени математички модел успешно развијен и проверен за случај сагоревања спрашеног угља [114].

5.3. Валидација математичког модела сагоревања спрашене биомасе

За други случај валидације модела изабран је случај сагоревања спрашене биомасе (пшеничне сламе). Као и у претходном случају, и у овом се уноси само једна врста спрашеног горива у ложиште. Сагоревањем биомасе проблем је мало усложњен у том смислу што су извршене одговарајуће корекције у моделу, тј. компјутерском коду, услед знатних разлика у саставу честица биомасе у односу на честице угља. Облик честица биомасе је апроксимиран као цилиндричан, па је у изразу за коефицијент отпора у једначини кретања усвојена вредност фактора облика 0,8 [51]. За температуре гасних струја на улазу, температуру зида реактора и температуре уношених честица су усвојене исте вредности као у претходном валидираном случају. Кинематски параметри деволатилизације честица биомасе износе: $A_{vol} = 1,56 \cdot 10^{10} \text{ s}^{-1}$ и $E_{vol} = 1,38 \cdot 10^8 \text{ J kmol}^{-1}$, док су кинематски параметри хомогеног и хетерогеног сагоревања усвојени сходно [47] и [74].

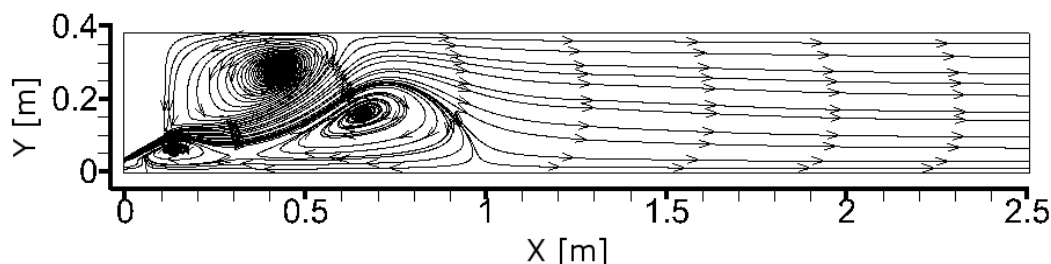
У табели 5.3. приказани су радни услови за сагоревање пшениче сламе. Да би се одржао приближно исти унос количине топлоте као у претходном случају, уноси се већи масени проток спрашене биомасе у реактор због њене мање топлотне моћи у односу на угаљ.

Табела 5.3. Радни услови за сагоревање спрашене биомасе.

Проток спрашене биомасе кроз централни отвор	26,5	[kg h ⁻¹]
Проток примарног ваздуха кроз централни отвор	8,5	[kg h ⁻¹]
Проток секундарног ваздуха кроз коаксијални ануларни отвор	160	[kg h ⁻¹]
Количина топлоте која се уноси у комору	131	[kW]
Степен вртложења секундарног ваздуха (вихорни број)	1	[-]

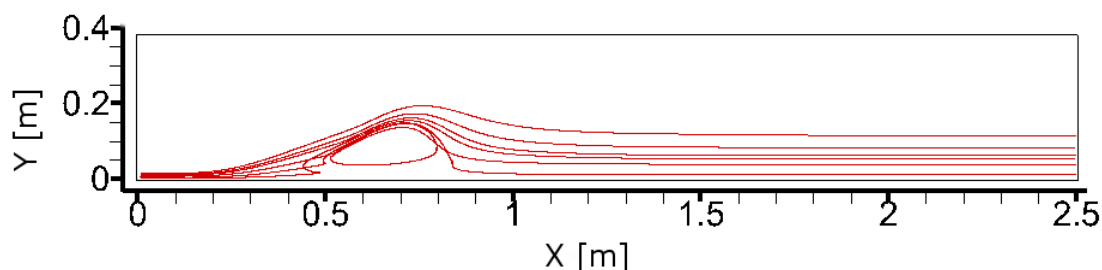
Нумеричке симулације су извршене помоћу идентичне густине нумеричке мреже дефинисане у претходном случају, као и са истим бројем итерација.

И у овом случају услед интензивног вихора формирају се периферна и централна рецикулациона зона (слика 5-8), с том разликом што се у овом случају ЦРЗ нешто раније завршава (на аксијалном растојању 1 m од улаза у дифузор) услед мањег протока примарног ваздуха за унос биомасе.



Слика 5-8. Струјно поље гасовите фазе при сагоревању спрашене биомасе.

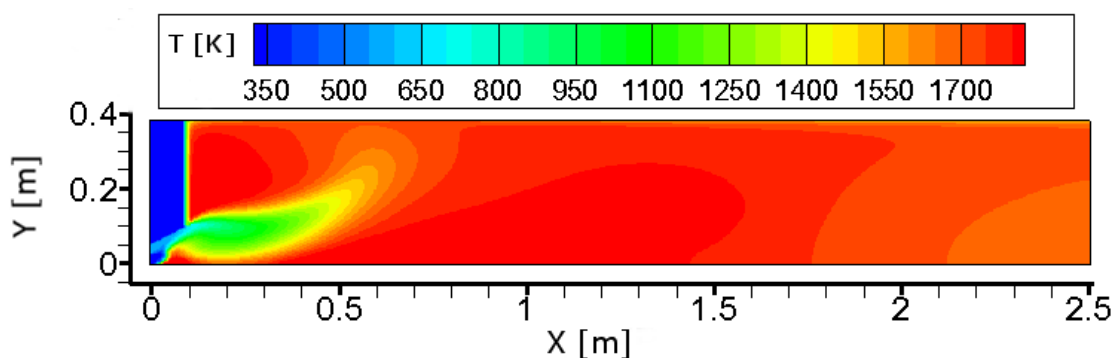
При сагоревању биомасе, честице пшеничне сламе су под мањим утицајем секундарног ваздуха за разлику од сагоревања честица угља, услед већег односа протока биомасе и улазног ваздуха. Честице се крећу скоро по правој линији у комори, продирући кроз централну зону сиромашну кисеоником, и палећи се даље у аксијалном проширеном региону. Услед мањег времена задржавања честица у реактору може се очекивати њихов мањи степен сагорелости за разлику од сагоревања спрашеног угља. На слици 5-9. приказане су одабране трајекторије честица монодисперзне спрашене биомасе пречника 451 μm (од укупно 30 рачунатих трајекторија). Резултати развијеног модела показују физички очекиване трајекторије честица биомасе.



Слика 5-9. Одабране трајекторије честица пшеничне сламе.

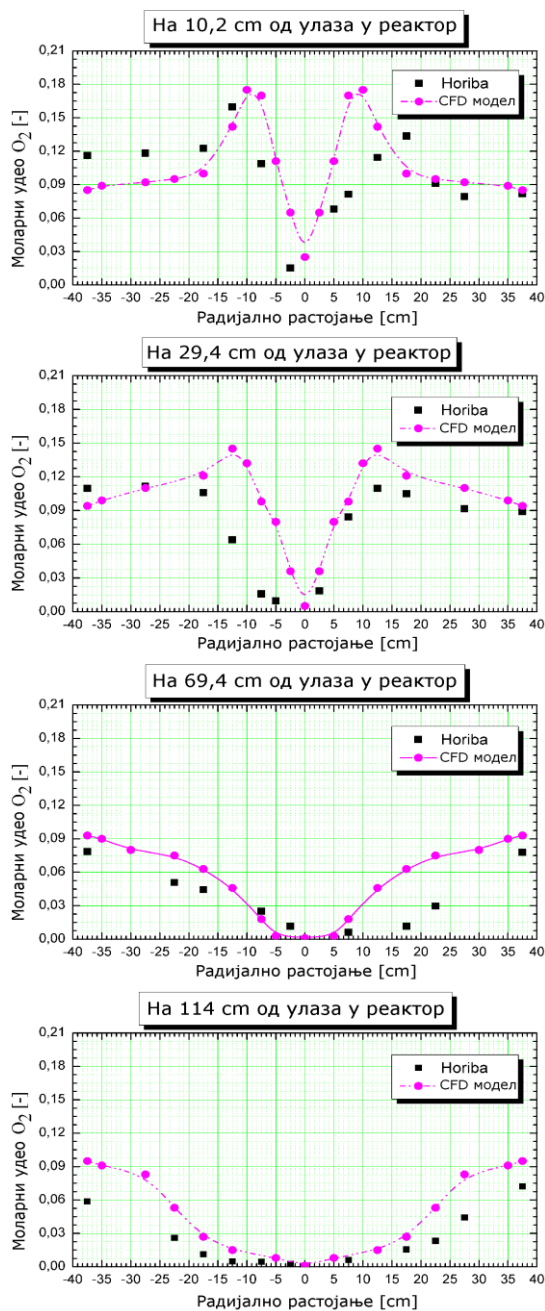
На слици 5-10. приказано је температурно поље гаса у реактору при сагоревању пшеничне сламе, добијено CFD прорачуном, које одговара струјним

сликама и путањама честица. На основу температурног поља може се уочити физички оправдана разлика у карактеру пламена између сагоревања честица угља и честица биомасе. Зона највише температуре гаса се налази у близини осе симетрије реактора, при чему је запремина пламена биомасе много већа од пламена сагоревања угља при сличним радним условима. Узроци оваквог карактера пламена биомасе су следећи: већи улазни проток и величина честица биомасе што им омогућава дубље продирање у комору и проширује пламен ниже у реактору; биомаса у овом истраживању садржи и ослобађа велику количину волатила (за разлику од честица угља) који при томе, интензивним сагоревањем, утичу на температурно поље у близини улаза; а такође треба имати на уму да су честице биомасе и различитог облика од честица угља, што утицајући на кретање условљава и разлике у сагоревању коксног остатка и геометрији пламена.

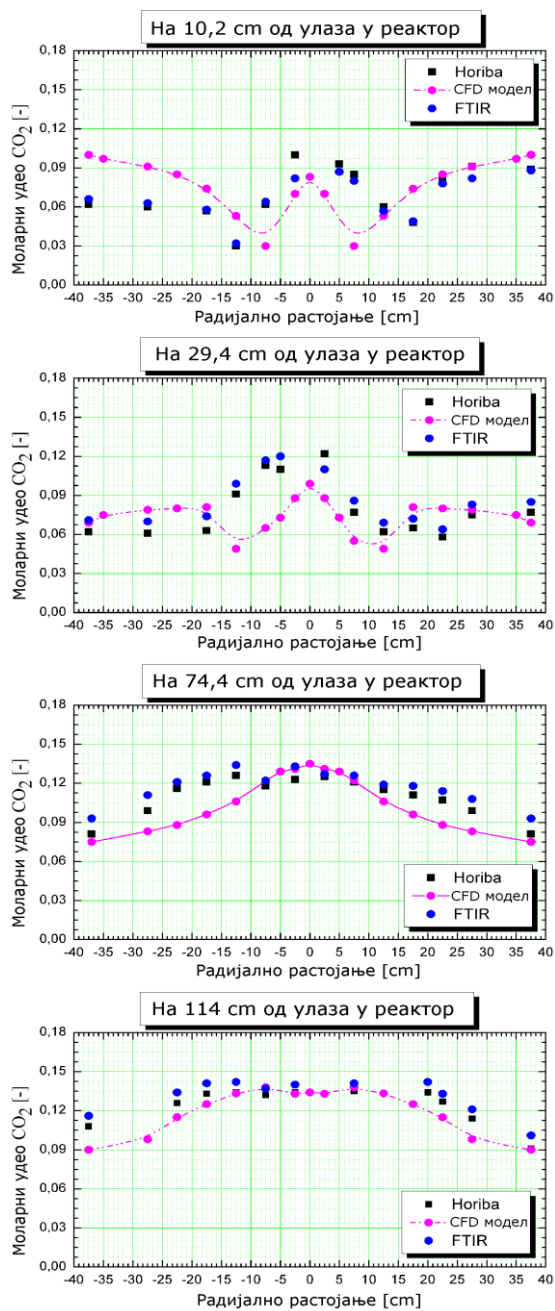


Слика 5-10. Температурно поље CFD симулација при сагоревању спрасене биомасе.

Поређења резултата нумеричких симулација и референтних експерименталних истраживања [113] за моларне уделе CO_2 и O_2 , дуж радијалног растојања на различитим аксијалним растојањима од улаза у реактор, приказана су на сликама 5-11. и 5-12. Дате концентрације продуката сагоревања описују веома сложену проблематику двофазног турбулентног струјања. Поређења добијених нумеричких резултата CO_2 и O_2 су и у овом случају показала задовољавајућа слагања са мереним подацима. Једино незнатно већа одступања резултата могу се приметити на улазу у комору на аксијалним растојањима 10,2 cm и 29,4 cm, док су на излазу из реактора добијена веома мала одступања услед стабилизације струјања.



Слика 5-11. Поређење резултата CFD модела са експерименталним подацима за моларни удео O_2 .



Слика 5-12. Поређење резултата CFD модела са експерименталним подацима за моларни удео CO_2 .

Пошто је веродостојност нумеричког моделирања комплексних вртложних струјања у доброј мери условљена тачношћу модела турбуленције гаса, па самим тим и турбулетне дисперзије честица, остаје отворено питање да ли би се са другим моделима турбуленције могло постићи још боље слагање.

На крају ове фазе провере модела може се констатовати да се са развијеним моделом сагоревања успешно симулира двофазно реактивно вихорно струјање спрашене биомасе.

5.4. Валидација математичког модела директног косагоревања спрашеног угља са биомасом

У претходним поглављима успешно су извршене валидације математичких модела сагоревања честица угљеног праха и биомасе. На крају, провера модела је комплетирана валидацијом случаја директног косагоревања спрашеног угља и биомасе [116]. Основни радни параметри реактора за овај случај дати су у табели 5.4.

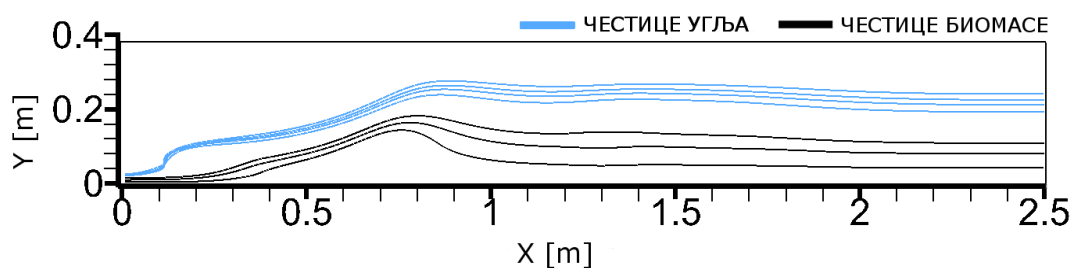
Табела 5.4. Радни услови за косагоревање спрашеног угља са биомасом.

Проток спрашене биомасе кроз централни отвор	15,1	[kg h ⁻¹]
Проток примарног ваздуха кроз централни отвор	9	[kg h ⁻¹]
Проток угљеног праха кроз коаксијални ануларни отвор	7,5	[kg h ⁻¹]
Проток примарног ваздуха кроз коаксијални ануларни отвор	12	[kg h ⁻¹]
Проток секундарног ваздуха кроз коаксијални ануларни отвор	160	[kg h ⁻¹]
Количина топлоте која се уноси у комору	137	[kW]
Степен вртложења секундарног ваздуха (вихорни број)	1	[-]

Нумеричке симулације су извршене помоћу исте густине нумеричке мреже као у претходним случајевима. Такође, и у овом случају се услед интензивног вихора формирају периферна и централна рецикулациона зона. Температуре примарне струје и честица пшеничне сламе, као и температуре ануларне примарне струје и честица угљеног праха износе 310 К, док је температура секундарног ваздуха 600 К. Температуре зида реактора и водом хлађеног конусног дифузора износе 1273 К и 293 К, редом.

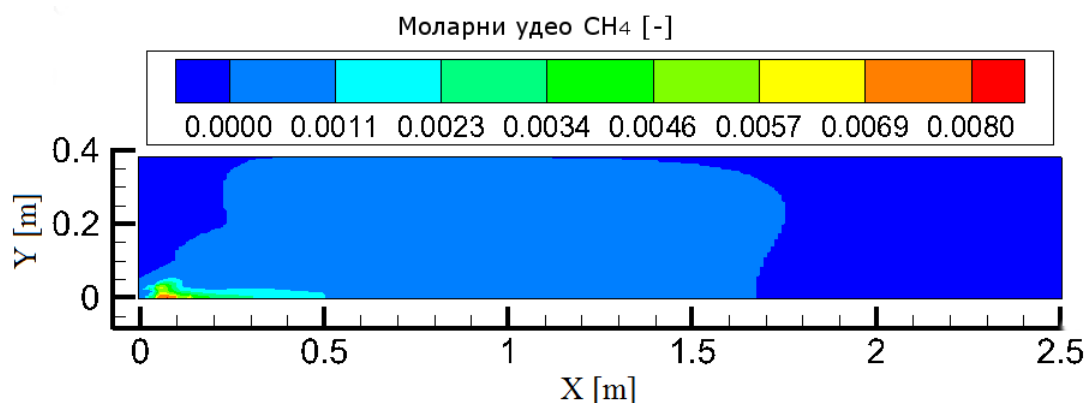
При процесу косагоревања, честице угља које су димензионо мање од честица биомасе, брзо отпуштају влагу, почињу да ослобађају летљиве након уласка у конусни уводник и бивају захваћене струјом секундарног ваздуха, па на тај начин повећавају време боравка у реактору (енгл. residence time). За разлику од њих, честице биомасе су под мањим утицајем секундарног ваздуха, углавном продиру кроз ЦРЗ-у, и тиме смањују време боравка у реактору. Добијено

предвиђено просечно време задржавања и степен сагорелости честица коксног остатка угља су: 7,52 s и 88,54%, редом, док су за честице биомасе добијене вредности 4,24 s и 75,17%, редом. Укупно је пуштано 40 трајекторија честица биомасе и 30 трајекторија честица угља, што се показало довољним за обезбеђивање стабилног, тачног и ефикасног прорачуна. Трајекторије честица угља и биомасе као што је физички очекивано, прате струјно поље гаса (слика 5-13) [116].



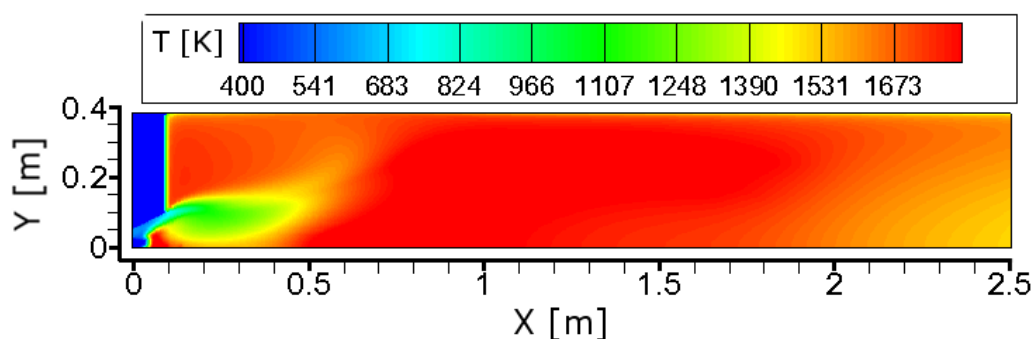
Слика 5-13. Одабране трајекторије честица угља и биомасе при косагоревању у реактору.

Након уноса спрашене биомасе и угља у ложиште, прво долази до испаравања влаге из горива. Даљим загревањем ослобађају се волатили (CH_4 , CO , $\text{H}_2\dots$) који се мешају са кисеоником из ваздуха, пале и сагоревају. На слици 5-14. приказано је добијено CFD поље моларног удела метана у реактору, чији је удео очекивано највећи у близини улаза у реактор, док се при даљем удаљавању од улаза коморе вредности моларног удела метана све више смањују хомогеним реакцијама сагоревања.



Слика 5-14. CFD поље моларног удела метана у реактору при косагоревању.

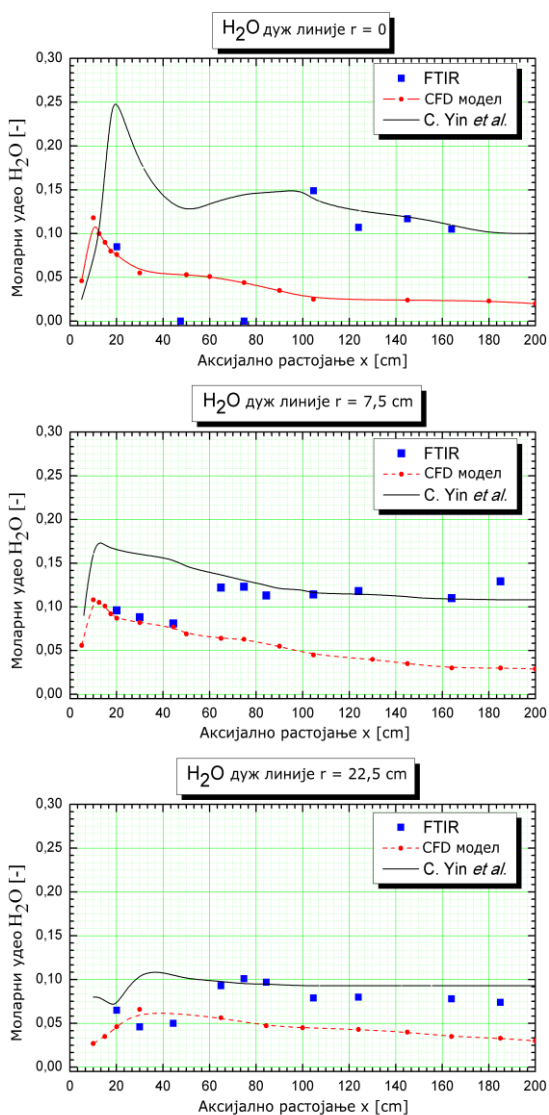
Након завршене деволатилизације остаје коксни остатак, који даље сагорева кроз хетерогене реакције. На слици 5-15. дато је добијено CFD температурно поље за разматрани случај. Као и у случају сагоревања само биомасе, може се констатовати да је запремина пламена при косагоревању већа од пламена при сагоревању само угља, при сличним радним условима. Може се уочити да је зона са највишом температуром гаса померена од осе симетрије ка зиду реактора, у области кретања честица угљеног праха које имају већу топлотну моћ од честица биомасе, тако да је добијено температурно поље у складу са обликом трајекторија и струјним пољем гаса.



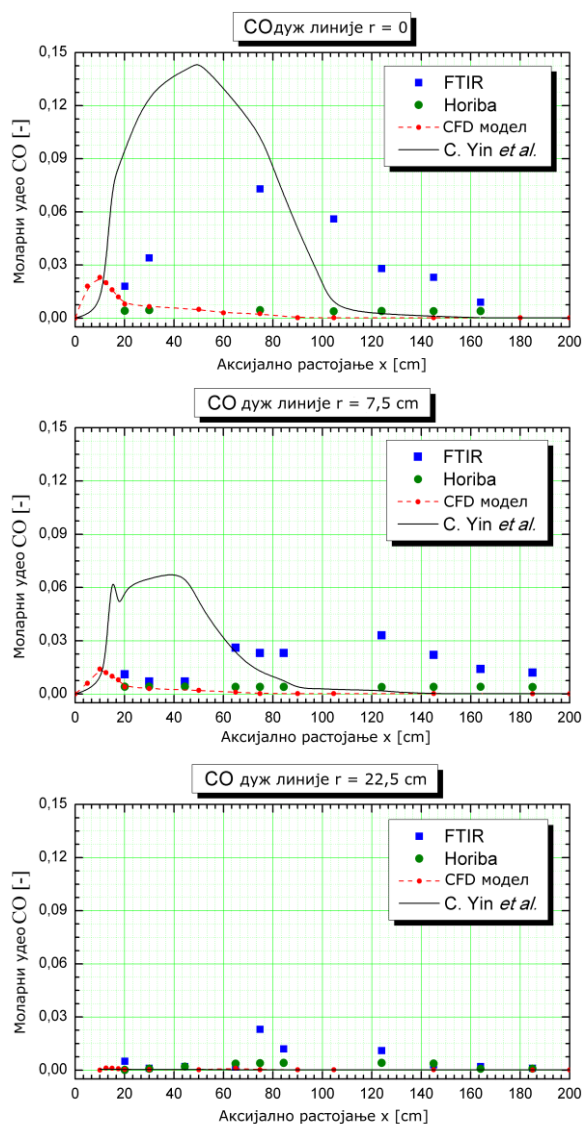
Слика 5-15. Резултати прорачуна за температурно поље гаса при директном косагоревању.

На сликама 5-16. и 5-17. приказана су поређења резултата сопственог развијеног модела и рачунских резултата Chungen Yin-а и групе аутора датих у [71] са експерименталним резултатима из [113] за моларне уделе H_2O и CO . За поље H_2O уочљиво је боље слагање резултата сопственог развијеног модела од резултата аутора рада [71] у зони блиској улазу у реактор до аксијалног растојања 50 cm, док је даље ка излазу из реактора боље слагање постигнуто од стране аутора у [71]. Треба поменути да су Chungen Yin и остали користили комерцијални програм FLUENT са тзв. realizable $k-\varepsilon$ моделом турбуленције, JL 4-step хемијским моделом и EDC моделом сагоревања [71]. Код поља моларног удела CO могу се пре свега приметити одступања резултата добијених мерним уређајима Horibe и FTIR. Развијени сопствени модел показао је боља слагања са резултатима мерног уређаја Horibe, док је комерцијални програм показао боља слагања са FTIR уређајем. При томе су области највећих разлика и величине

максималних одступања већи у случају примене FLUENT-а. Као што се и очекује, што се гасна струја више удаљава од улаза у реактор, моларни удео CO се све више смањује услед хомогених реакција оксидације. Генерално, на обе слике се може уочити да се сви профили „исправљају” не само аксијално, већ и од области осе ($r = 0$), где је изражен утицај вихорног улазног струјног поља, према зонама ближим зиду коморе за сагоревање.



Слика 5-16. Поређење вредности моларног удела H₂O добијеног коришћењем развијеног модела са експерименталним и рачунским вредностима других аутора.

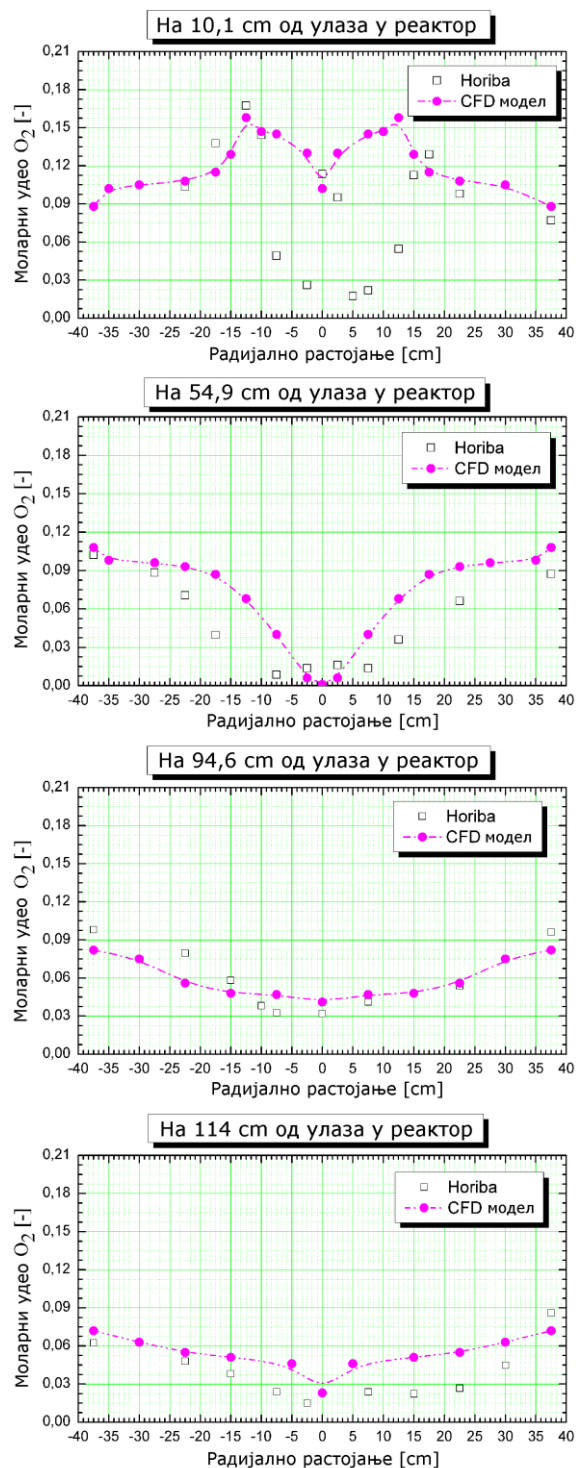


Слика 5-17. Поређење вредности моларног удела CO добијеног коришћењем развијеног модела са експерименталним и рачунским вредностима других аутора.

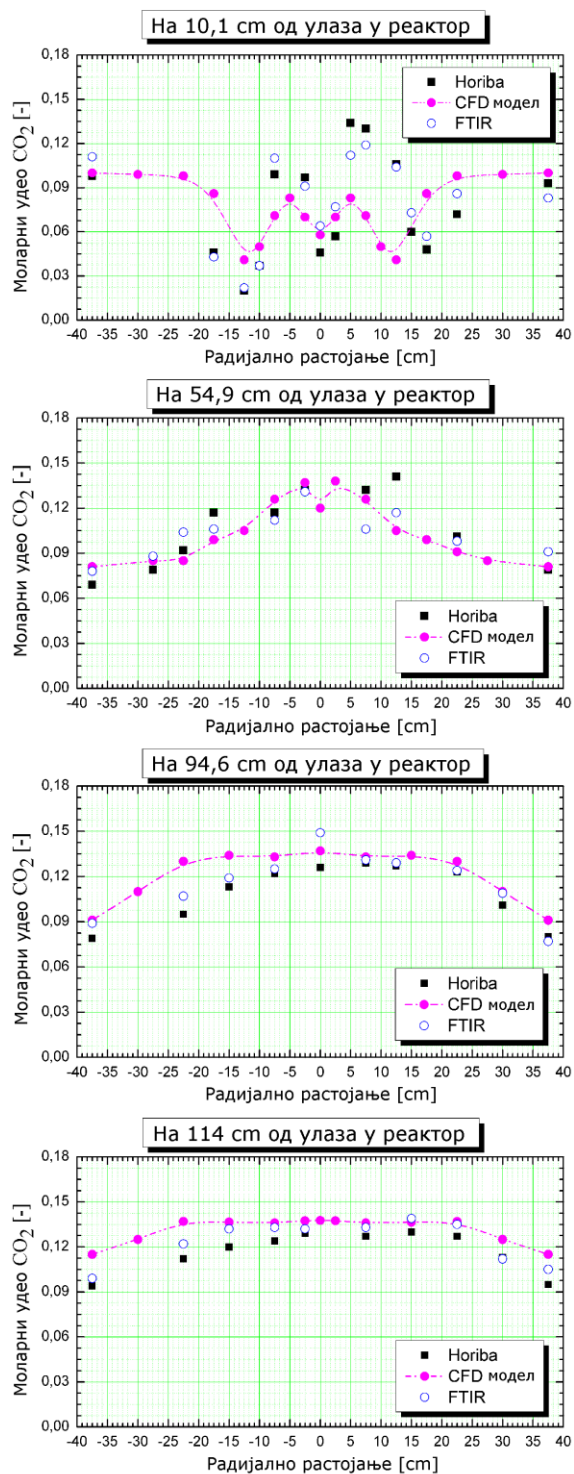
На крају, резултати добијених нумеричких симулацијама за моларне уделе CO_2 и O_2 су поређени са експерименталним подацима из [113] дуж радијалног растојања на различитим аксијалним растојањима од улаза у реактор, слике 5-18. и 5-19. Поређења добијених нумеричких резултата CO_2 и O_2 су показала сасвим задовољавајућа слагања са мереним подацима, док су незнатна одступања од експерименталних резултата добијена у зони пламена на аксијалном растојању 10,2 cm од улаза у комору. Како се гасни продукти сагоревања приближавају излазу коморе, тако се гасна струја развија, одступања постају мања и непосредно пре излаза просечна разлика поређених резултата је мања од 4%. Као и у случајевима сагоревања спрашеног угља и биомасе, тако и при косагоревању, сам облик одговарајућих профила одговара мереним профилима, па и за сложеније облике профила на аксијалним растојањима ближим улазу у реактор.

Након завршене анализе резултата за случај директног косагоревања спрашеног угља са биомасом може се констатовати да развијени математички модел адекватно описује комплексне турбулентне транспортне процесе и хемијске реакције у реактору [116]. Квалитативно и квантитативно, скоро сви профили одговарају референтним мерењима, док су једино мало већа одступања приметна код поређења профила CO и H_2O , али у тим случајевима и коришћена референтна мерења показују међусобна одступања.

Из свега наведеног у поглављу 5. може се установити да су предложени математички модел и компјутерски код успешно проверени поређењем са референтним мерењима. Показано је да развијени потпрограми дисперзних фаза угља и биомасе (CALPMM и CALPMMBIO) физички реално описују разматрану проблематику реактивног двофазног струјања, уз интеракције гаса и честица. За величине за које није било референтних експерименталних података извршена је параметарска анализа нумеричких резултата и утврђено је да модел даје физички логичне одговоре на промену разматраних параметара. Закључено је да се развијени модел може користити за предвиђање процеса сагоревања и директног косагоревања спрашених горива широког опсега квалитета при различитим радним условима.



Слика 5-18. Поређење резултата CFD модела са експерименталним подацима за моларни удео O_2 .



Слика 5-19. Поређење резултата CFD модела са експерименталним подацима за моларни удео CO_2 .

6. НУМЕРИЧКЕ СИМУЛАЦИЈЕ ДИРЕКТНОГ КОСАГОРЕВАЊА СПРАШЕНОГ УГЉА СА БИОМАСОМ У ЛОЖИШТУ ПАРНОГ КОТЛА ТЕ „КОСТОЛАЦ” Б-2

За спровођење нумеричких експеримената употребом сопственог развијеног рачунарског кода, у циљу оптимизације комплексних процеса током директног косагоревања спрашеног угља са биомасом, узимајући у обзир редукацију емисије полутаната и повећање ефикасности сагоревања, одабрано је предметно ложиште енергетског парног котла ТЕ „Костолац” Б-2. Математички модел струјно-термичких процеса у усвојеном ложишту је претходно развијен током ранијих истраживања [112], [117], [118], а у овом раду је надограђен прилагођеним моделима испаравања влаге, деволатилизације, хомогеног и хетерогеног сагоревања, као и потпрограмом за опис дисперзне фазе честица биомасе.

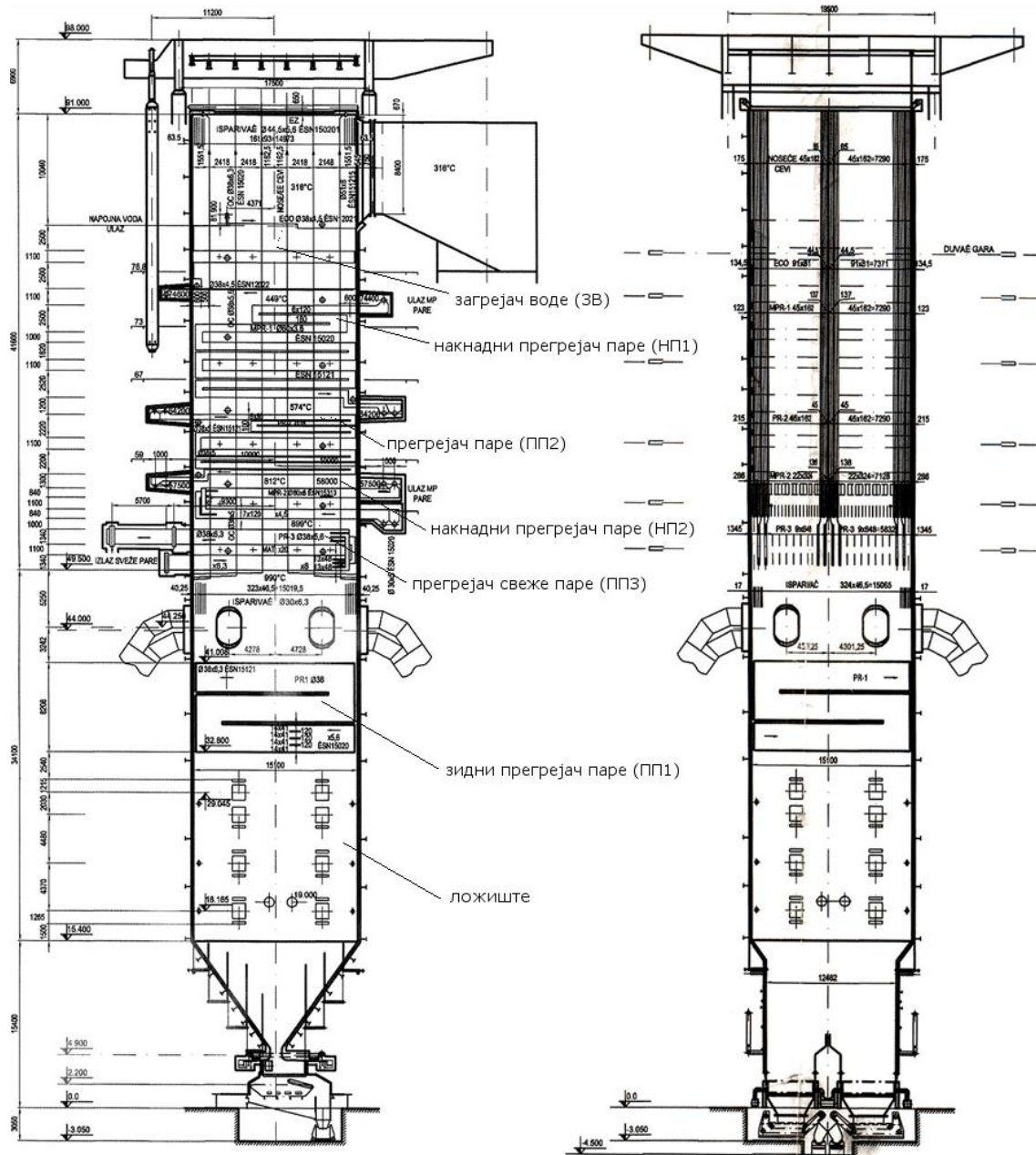
6.1. Опис ложишта котла ТЕ „Костолац” Б-2

Парни котло је торањског типа са принудном циркулацијом, а у ложишту се сагорева спрашени лигнит у лету. Основни пројектни параметри котла ТЕ „Костолац” Б-2 дати су у табели 6.1. Гарантно (пројектно) гориво, са копа Дрмно, има доњу топлотну моћ $7326,9 \text{ kJ kg}^{-1}$ на доставно стање за остваривање максималне трајне снаге котла при раду 7 млинова (пројектни режим).

Табела 6.1. Основни пројектни параметри котла.

Снага блока при пуном оптерећењу	350	[MW _e]
Номинална продукција котла	1000	[t h ⁻¹]
Притисак свеже прегрејане паре	186	[bar]
Температура свеже прегрејане паре	540	[°C]
Температура димних гасова на излазу из ложишта	990	[°C]
Температура напојне воде на улазу у економајзер	255	[°C]
Температура димних гасова иза економајзера	316	[°C]
Температура димних гасова иза загрејача ваздуха	150	[°C]
Вишак ваздуха испред загрејача ваздуха	1,25	[-]
Вишак ваздуха иза загрејача ваздуха	1,34	[-]
Укупна потрошња угља	424,3	[t h ⁻¹]
Степен корисности котла за номинално оптерећење	87,8	[%]

Уздужни пресеци парног котла Б-2 ТЕ „Костолац“ приказани су на слици
6-1.



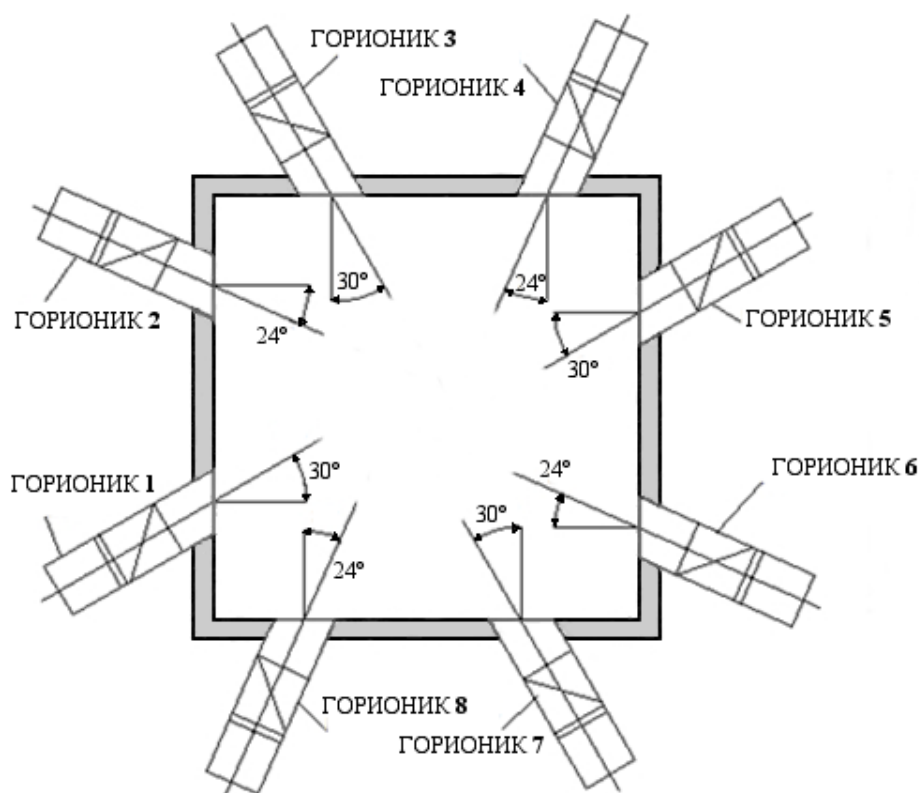
Слика 6-1. Уздужни пресеци парног котла ТЕ „Костолац“ Б-2.

Екранисано ложиште парног котла је са одвођењем шљаке у чврстом стању, решетком за догоревање и осам тангенцијално постављених горионика, приказаних на слици 6-2.

Сваки горионик је прикључен на по један вентилаторски млин и има четири етаже по висини: доњи и горњи главни горионик, и два помоћна горионика за отпарке (брида) изнад за сагоревање ситнијих фракција угља.

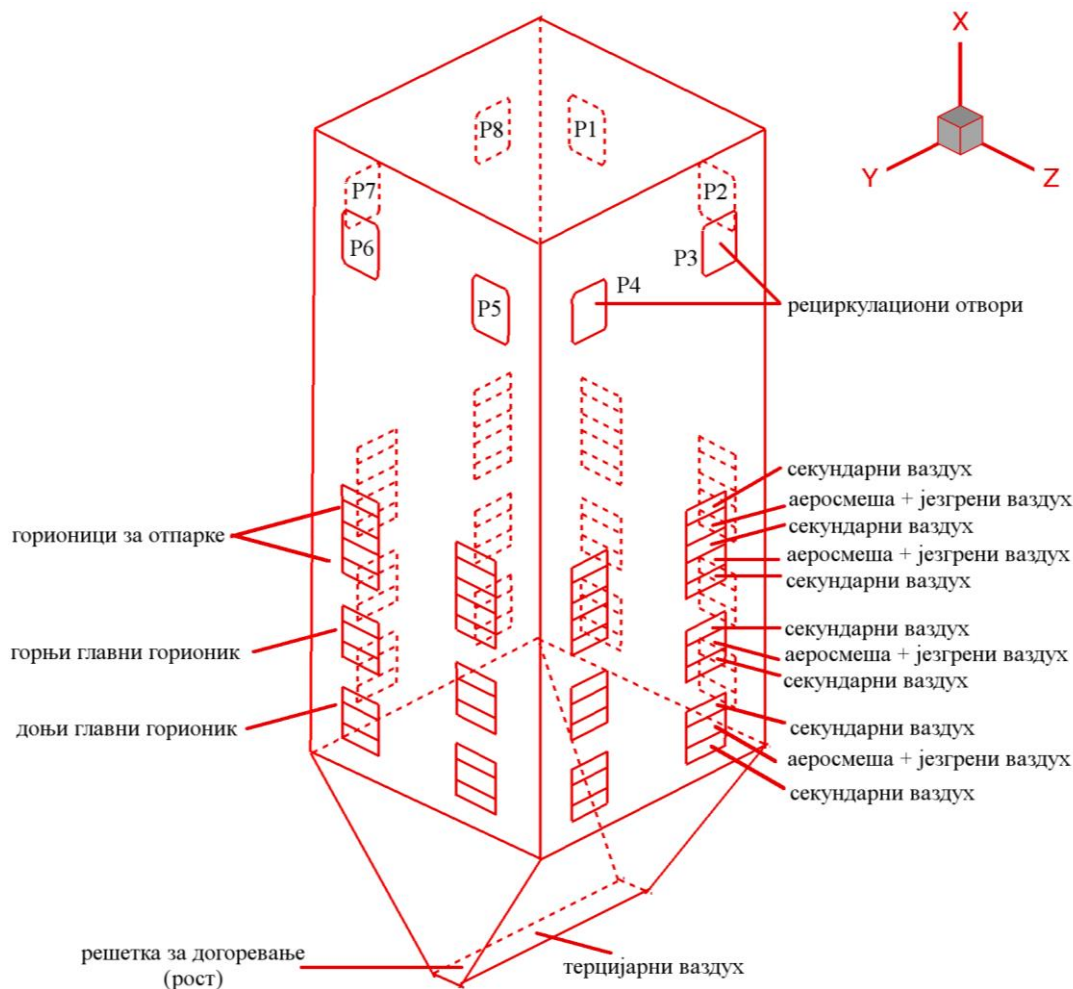
За потпалу ложишта и стабилизацију пламена служи осам мазутних горионика.

Ложиште има основу квадратног попречног пресека димензија 15,1 m x 15,1 m и висину 45 m, док нагиб зидова левка према хоризонталу износи 54,7°.



Слика 6-2. Тангенцијални распоред горионика по зидовима ложишта.

Изглед модела предметног ложишта приказан је на слици 6-3, где се рециркулациони отвори 1-8 налазе изнад одговарајуће нумерисаних горионика.



Слика 6-3. Изглед модела предметног ложишта котла.

6.2. Референтни тест-случај и радни услови у предметном ложишту

У овом поглављу приказан је референтни тест-случај сагоревања спрашеног лигнита у ложишту парног котла Б-2-2011, који ће у наставку рада послужити као основа за поређења са нумеричким симулацијама у оквиру анализе комплексних процеса и оптимизације предметног поступка косагоревања у ложишту.

Мерења на котлу блока ТЕ „Костолац“ Б-2 за тест-случај су изведена 2011. године, при чему је 7 млинова било у раду.

Задавање свих потребних улазних података за прорачун могуће је извести сасвим аутономно у оквиру интерфејса развијеног нумеричког кода за симулацију процеса у предметном ложишту [100]. Могуће је, као што је овде и учињено,

извести и спрезање са програмским кодом за припрему угљеног праха у млинским постројењима [119], на основу кога се одређују количина и састав флуида, као и састав и расподела честица угљеног праха по етажама горионика, што је неопходно за дефинисање граничних услова аеросмеше на улазу у ложиште. Техничка и елементарна анализа спрашеног лигнита иза млина за референтни тест-случај Б-2-2011 приказана је у табели 6.2. Протоци угљеног праха и ваздуха у посматраном режиму дати су у табели 6.3, док је масена расподела горива по етажама горионика приказана у табели 6.4. Детаљније улазне податке видети у табели П1. у прилозима, односно у [100].

Табела 6.2. Техничка и елементарна анализа угљеног праха иза млина (Б-2-2011).

Техничка анализа				
Пепео А [%]	Влага W [%]	Сагорљиви сумпор S _{sag} [%]	Доња топлотна моћ* H _d [kJ kg ⁻¹]	
33,3	9,41	0,86	14826	
Елементарна анализа				
Угљеник С [%]	Водоник H [%]	Кисеоник О [%]	Азот N [%]	Сумпор S _{sag} [%]
37,53	3,57	13,79	1	0,86

* Доња топлотна моћ угља на доставно стање (пре млина) износи 8226 kJ kg⁻¹.

Табела 6.3. Масени протоци угљеног праха и ваздуха (Б-2-2011).

Укупан проток угљеног праха [kg s ⁻¹]		68,04
	Проток угљеног праха [kg s ⁻¹]	9,719
По горионику	Проток транспортног флуида аеросмеше [kg s ⁻¹]	43,286
у раду	Проток секундарног ваздуха (укључујући и језгрени ваздух који се уноси кроз средиште) [kg s ⁻¹]	29,464
Присис штетног ваздуха (у млинском постројењу и ложишту) [kg s ⁻¹]		73,05
Проток ваздуха кроз решетку за догоревање (рост) [kg s ⁻¹]		10,63

Табела 6.4. Масена расподела горива и ваздуха по етажама горионика (Б-2-2011).

Расподела горива по етажама горионика				Проток транспортног флуида кроз главне горионике [%]	Проток секундарног ваздуха кроз главне горионике [%]
Главни горионици		Брид горионици			
Доњи [%]	Горњи [%]	Доњи [%]	Горњи [%]		
39	21	26	14	59	68

За успешно моделирање процеса сагоревања у предметном ложишту потребно је познавати и кинетичке параметре деволатилизације посматраног спрашеног горива. Помоћу експерименталних метода за испитивање угљева, као што су: термогравиметријска анализа (ТГА), реактор са усијаном мрежицом (РУМ), пирсонда (ПС) и цевни реактор (ЦР), добијају се подаци о процесу деволатилизације, кинетици процеса сагоревања, начину и кинетици образовања штетних материја итд. Основне предности и недостаци апаратура за испитивање карактеристика угља објашњени су у [64]. Такође у [64] су приказани резултати испитивања карактеристика и процеса сагоревања домаћих угљева Колубара и Косово за све горе поменуте методе, док су у [120] испитиване карактеристике брзе деволатилизације угљева Костолац и Колубара у реактору са усијаном мрежицом.

Добијене две брзине брзе деволатилизације за угаљ Костолац у [120] су усвојене у математичком моделу, а подразумевају зависност кинетичких параметра A и E од два температурна опсега гасне струје, табела 6.5, који се користе у изразу (3.24).

Остали кинетички параметри у моделу сагоревања волатила и коксног остатка дефинисани су према [74], [100], [118].

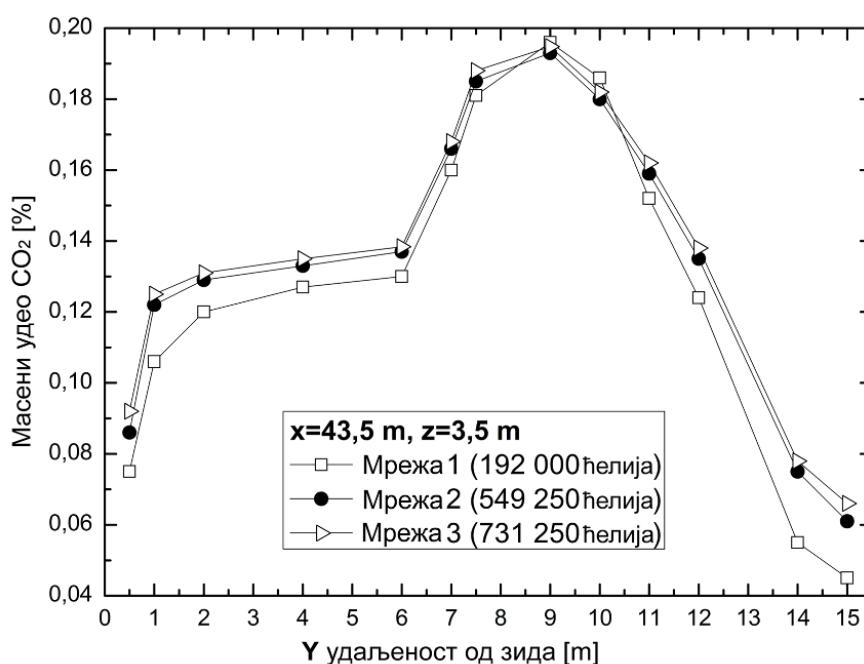
Табела 6.5. Кинетички параметри за брзину деволатилизације угља Костолац.

Енергија активације и предекспоненцијални фактор за два температурна опсега			
E [kJ mol ⁻¹]		A [s ⁻¹]	
300-500 [°C]	700-900 [°C]	300-500 [°C]	700-900 [°C]
203,9	230,3	$9 \cdot 10^{12}$	$5 \cdot 10^{11}$

6.3. Избор нумеричке мреже ложишта за симулације

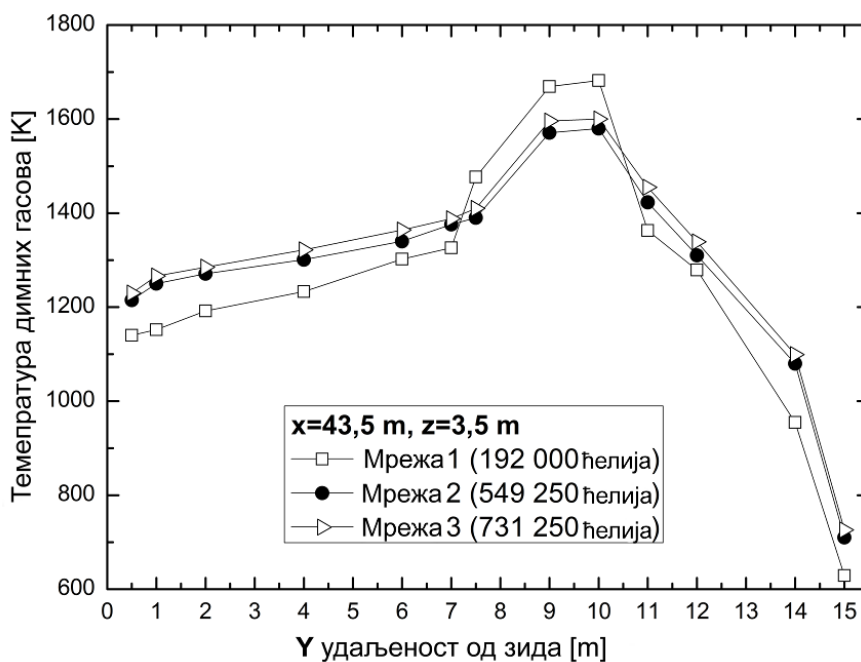
За нумеричке симулације у ложишту коришћена је тродимензионална неуниформна ортогонална структурирана мрежа, у Descartes-овом координатном систему. За процену утицаја нумеричке мреже на резултате прорачуна, у оквиру верификације нумеричког кода примењеног на ложишту, испитиване су три мреже: мрежа 1 са 192000 (120 x 40 x 40) контролних запремина, мрежа 2 са 549250 (130 x 65 x 65) контролних запремина и мрежа 3 са 731250 (130 x 75 x 75).

На сликама 6-4. и 6-5. приказане су добијене вредности масених удела CO_2 и локалне температуре гаса на излазу из ложишта референтног тест-случаја за све три мреже. Нумерички резултати су поређени за излазну YZ раван из ложишта дуж Y удаљености од зида, за фиксну Z удаљеност која обухвата ћелије са максималном температуром и масеним уделом CO_2 (у зони излазног вртлога). На основу резултата прорачуна приметно је да су разлике између мреже 2 и мреже 3 незнатне, тако да је одабрана мрежа 2 са 549250 ћелија која даје задовољавајући компромис између нумеричке тачности и прорачунске ефикасности (слика 6-6).



Слика 6-4. Провера утицаја мреже на резултате масених удела CO_2 .

Што се тиче нумеричког праћења честица, посматра се 200 трајекторија по етажи горионика (800 за сваки горионик и укупно 5700 трајекторија за седам горионика у пројектном режиму [112], [117]), јер је показано да се са повећањем броја праћених трајекторија не добија боља конвергенција решења. На основу ситовне анализе и Rozin-Ramler расподеле у симулацији тест случаја усвојен је репрезентативни пречник честице монодисперзног угљеног праха од $150 \mu\text{m}$. Густина честице угља износи 1300 kg m^{-3} .

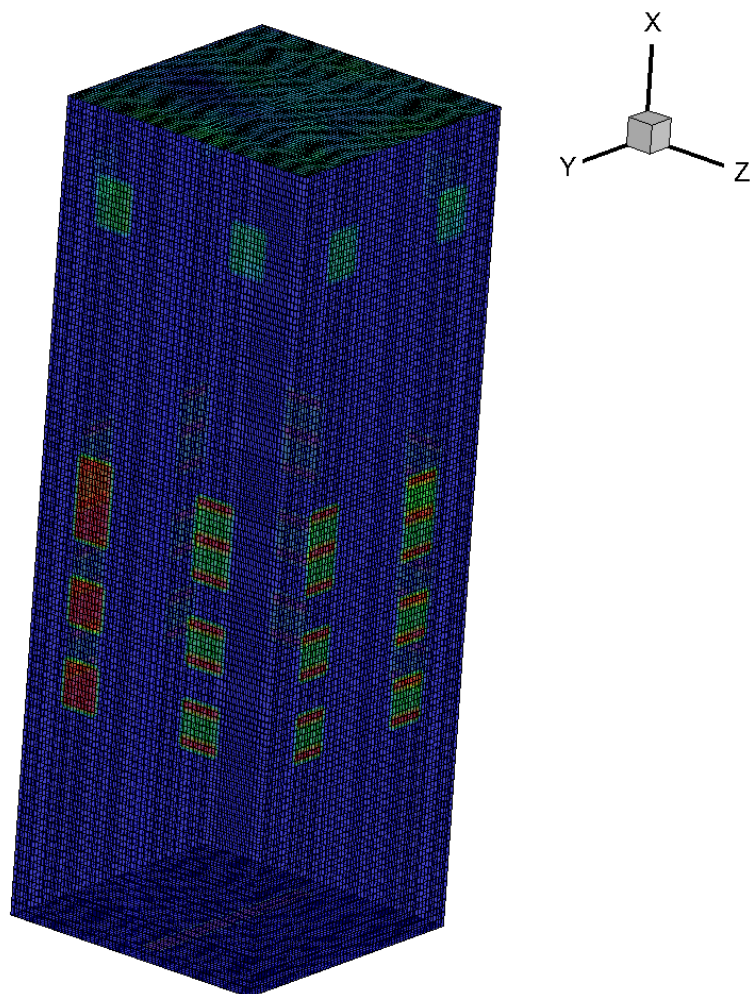


Слика 6-5. Провера утицаја мреже на резултате температуре ложишних гасова.

Након избора нумеричке мреже добијени резултати сопственог развијеног математичког модела су поређени са расположивим мерењима референтног тест-случаја на предметном котлу ТЕ „Костолац” Б-2 [100].

Прорачуни NO_x се изводе у већ исконвергираном пољу брзине, температуре, концентрације итд. (енгл. „postprocessing”). Након завршених симулација, ради поређења нумеричких и расположивих експерименталних мерења, потребно је да се добијени резултати на излазу из ложишта сведу на нормалне услове. Нормални услови подразумевају $p = 1 \text{ atm}$ и $t = 0 \text{ }^\circ\text{C}$, при 6% запреминског удела кисеоника у сувим продуктима сагоревања (за чврста горива) према стандардима за граничне вредности емисије за NO_x (мерено као NO_2).

У табели 6.6. приказано је поређење прорачунатих и мерених вредности температура и емисија NO_x на излазу из ложишта. Запажа се да је процентуално одступање прорачунатих и мерених вредности температуре 0,29%, док процентуално одступање прорачунатих и мерених вредности емисија NO_x износи 0,22%.



Слика 6-6. Усвојена нумеричка 3D мрежа ложишта котла.

Табела 6.6. Поређење са мерењима на котлу ТЕ „Костолац” Б-2 [100].

Погонска ситуација	Средња температура гасова на излазу из ложишта [°C]		Емисија NO _x [mg (Nm ³) ⁻¹]	
	Нумеричка симулација	Мерено	Нумеричка симулација	Мерено
Б-2-2011-8226	1036	1039	559	557,8

6.4. Избор биомасе и битни утицајни фактори на поступак косагоревања

Као што је поменуто у поглављу 1.1, табела 1.1, највећи потенцијал у Србији је у искоришћавању биомасе из остатка пољопривредне (ратарске) производње. У табели 6.7. су на основу литературних података приказане

просечне годишње количине биомасе из остатака пољопривредне производње са највећим потенцијалом у Србији.

Табела 6.7. Потенцијалне просечне годишње количине биомасе из остатка пољопривредне производње у Србији.

Пољопривредна култура	Површина [10 ³ ha]	Принос [t ha ⁻¹]	Укупно биомасе [10 ³ t]
Кукуруз	1300	5,5	7150
Пшеница	850	3,5	2975
Јечам	165	2,5	412,5
Сунцокрет	200	2	400

Према анализи стручњака из разних области, од укупно расположиве биомасе приказане у табели 6.7, у енергетске сврхе се може користити 25% од укупног потенцијала. За нумеричке симулације поступка косагоревања изабрана је пшенична слама. Пшеница успева у свим крајевима Србије, при чему се највише гаји у Војводини, а затим у Централној Србији и на Косову и Метохији. У табели 6.8. дата је техничка и елементарна анализа домаће пшеничне сламе [121].

Табела 6.8. Техничка и елементарна анализа пшеничне сламе (доставно стање).

Техничка анализа				
Пепео А [%]	Влага W [%]	Сагорљиви сумпор S _{sag} [%]	Доња топлотна моћ H _d [kJ kg ⁻¹]	
5,83	11,28	0,00	14468	
Елементарна анализа				
Угљеник С [%]	Водоник H [%]	Кисеоник О [%]	Азот N [%]	Сумпор S _{sag} [%]
40,45	5,39	36,47	0,58	0,00

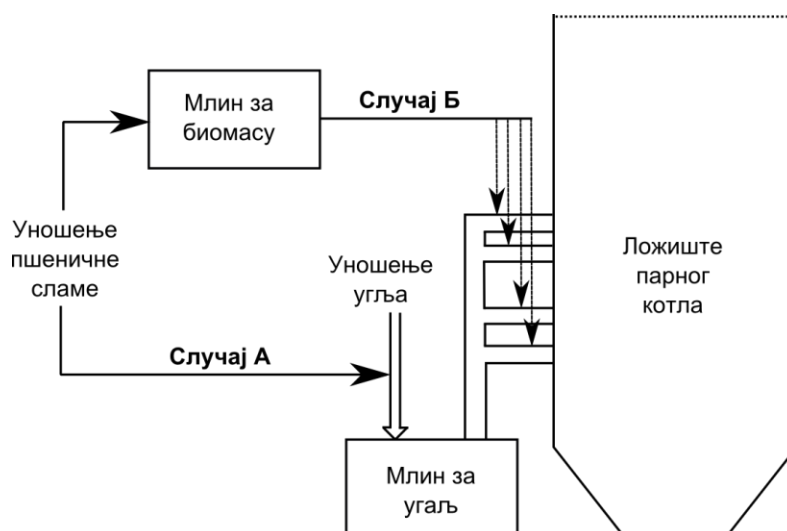
Због непостојања експерименталних испитивања састава пшеничне сламе после млинова, која би се користила у домаћим термоелектранама, претпостављено је да би пшенична слама на излазу из млинова имала 4% влаге, за слична ложишта и услове рада енергетских котлова при косагоревању са лигнитом (на основу доступне литературе [37]). Претпостављена техничка и елементарна анализа пшеничне сламе из млина приказана је у табели 6.9.

Табела 6.9. Претпостављена техничка и елементарна анализа пшеничне сламе иза млина.

Техничка анализа				
Пепео А [%]	Влага W [%]	Сагорљиви сумпор S _{sag} [%]	Доња топлотна моћ H _d [kJ kg ⁻¹]	
6,3	4,0	≈0	15724	
Елементарна анализа				
Угљеник С [%]	Водоник H [%]	Кисеоник О [%]	Азот N [%]	Сумпор S _{sag} [%]
43,39	5,78	39,12	0,62	≈0

На посматрани процес директног косагоревања спрашеног лигнита и пшеничне сламе у ложишту посебно су утицајни следећи параметри:

- квалитет угља и биомасе – повећањем топлотне моћи горива повишава се температура која у великој мери утиче на брзину хемијских реакција, док садржај азота у гориву највише утиче на емисију NO_x;
- финоћа млевења (величина) честица – повећањем финоће млевења омогућава се брже ослобађање топлоте, повећава се активна површина честица за хетерогено сагоревање и скраћује потребно време за сагоревање честица;
- термални удео биомасе при косагоревању – топлотни удео биомасе који се користи при косагоревању, а да се при томе не наруши нормални рад котла, зависи од њене доступности као сировине у енергетске сврхе;
- место и начин уношења биомасе у ложиште – овде се разматрају два често коришћена начина у случају енергетских котлова на лигнит [39] (слика 6.7):
 - **случај А** - преко заједничких млинова и канала за угаљ кроз етаж горионика и
 - **случај Б** - преко посебних млинова за биомасу каналима до постојећих горионика за угаљ;
- протоци горива (угља и биомасе) и ваздуха и њихова расподела по етажама горионика – зависно од количине и дистрибуције горива и ваздуха које се уводе мења се динамика сагоревања и других физичко-хемијских процеса који се одвијају у ложишту.



Слика 6-7. Различити начини и места уношења биомасе у ложиште енергетског котла.

6.5. Параметарска анализа поступка директног косагоревања спрашеног лигнита и биомасе

6.5.1. Утицај термалног удела и финоће млевења (величине честица) биомасе

На основу расположиве литературе ([33], [37], [38] и др.), за тест случајеве режима косагоревања одабрани и испитивани су следећи монодисперзни пречници честица пшеничне сламе: 500 μm , 1000 μm и 2000 μm , док је за монодисперзне честице лигнита задржана иста вредност пречника од 150 μm . Што се тиче термалног удела биомасе при поступку косагоревања, разматране су вредности од 5%, 10% и 15% топлотног удела пшеничне сламе, при чему укупна количина топлоте која се уноси у котла остаје иста као у референтном тест-случају. Такође доступност пшеничне сламе у енергетске сврхе од $743,75 \cdot 10^3 \text{ t}$ би била задовољена и са евентуално максималних 15% топлотног удела¹⁸.

За почетних девет разматраних тест-случајева косагоревања (од ТС-2 до ТС-10) биомаса се уводи преко заједничких млинова и канала за угљ кроз све етаж, као у **случају А** на слици 6-7, при чему је усвојена иста дистрибуција пшеничне сламе по висини горионичких етажа као угљеног праха (улазни подаци

¹⁸ У том случају би било потребно $249,48 \cdot 10^3 \text{ t}$ спрашене пшеничне сламе (ова вредност је добијена тако што је просечан годишњи број радних дана блока у термоелектрани, ≈ 300 , помножен са масеним протоком пшеничне сламе од $9,625 \text{ t h}^{-1}$).

за нумеричке симулације приказани су у табелама П2, П3. и П4. у прилозима). У тест-случајевима косагоревања уноси се пропорционално мања количина ваздуха потребна за сагоревање, услед мање укупне количине горива¹⁹ која се уводи у ложиште у односу на случај сагоревања само угља (референтни ТС-1).

Од анализираних десет тест-случајева датих у табели 6.10, на сликама 6-8 – 6-11. су приказана поља температуре, као и масених удела O_2 , CO_2 и NO_x и изабране трајекторије честица у ложишту за карактеристичне тест-случајеве: ТС-1, ТС-4, ТС-5 и ТС-9, редом. Поменути случајеви су одабрани с обзиром на то да најилустративније указују на промене разматраних резултата.

Кинематски параметри деволатилизације честица биомасе су усвојени сходно [34], док су кинематски параметри константне брзине сагоревања коксног остатка пшеничне сламе одабрани према [122]. За нумеричко праћење честица биомасе посматра се, као код честица лигнита, 200 трајекторија по етажи горионика.

Табела 6.10. Вредности CO_2 , температуре димног гаса и NO_x на излазу ложишта за симулиране тест-случајеве.

Тест случај	Пречник честице биомасе [μm]	Термални удео биомасе [%]	Средњи масени удео CO_2 на излазу [$kg\ kg^{-1}$]	Средња температура на излазу [$^{\circ}C$]	Емисија NO_x [$mg\ (Nm^3)^{-1}$]
ТС-1	-	-	0,134	1036	559
ТС-2	500	5	0,134	1047	519
ТС-3	1000	5	0,132	1048	542
ТС-4	2000	5	0,132	1050	556
ТС-5	500	10	0,134	1045	473
ТС-6	1000	10	0,130	1048	517
ТС-7	2000	10	0,129	1047	551
ТС-8	500	15	0,133	1045	434
ТС-9	1000	15	0,128	1051	507
ТС-10	2000	15	0,126	1150	536

Код тангенцијалног распореда горионика главна карактеристика аеродинамике струјног поља је централни вртлог који се формира у средишту

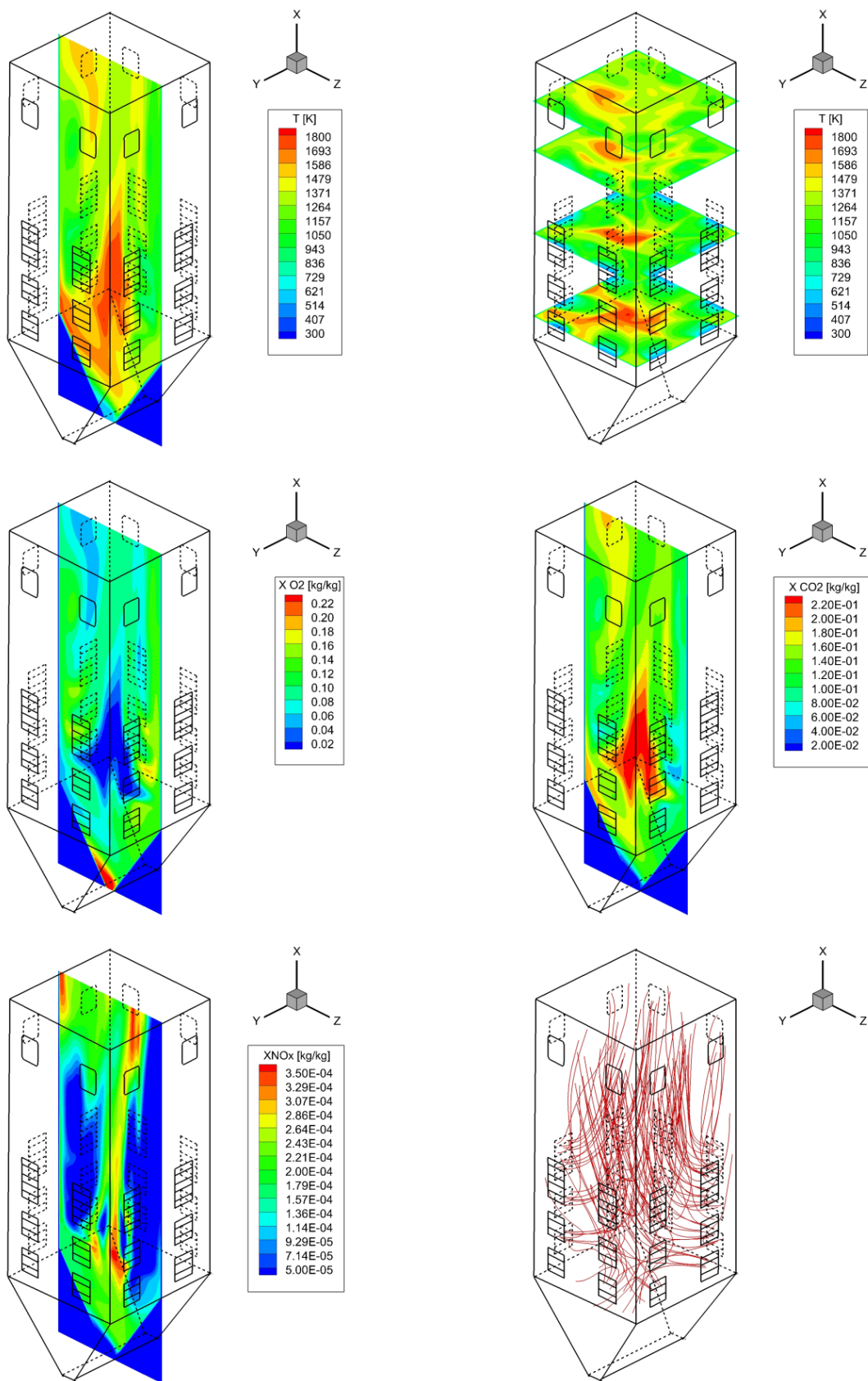
¹⁹ У симулираним случајевима спрашена пшенична слама има вишу топлотну моћ од угљеног праха.

ложишног простора, омогућавајући добро мешање горива и ваздуха и интензивно сагоревање (слике 6-8 – 6-11). Поред централног вртлога, где се јавља узлазно вртложно струјања гаса и које се одржава све до излаза из ложишта, могу се јавити рециркулационе зоне испод доњих главних горионика који усмеравају део струје гаса ка левку, а део ка излазу из ложишта [123].

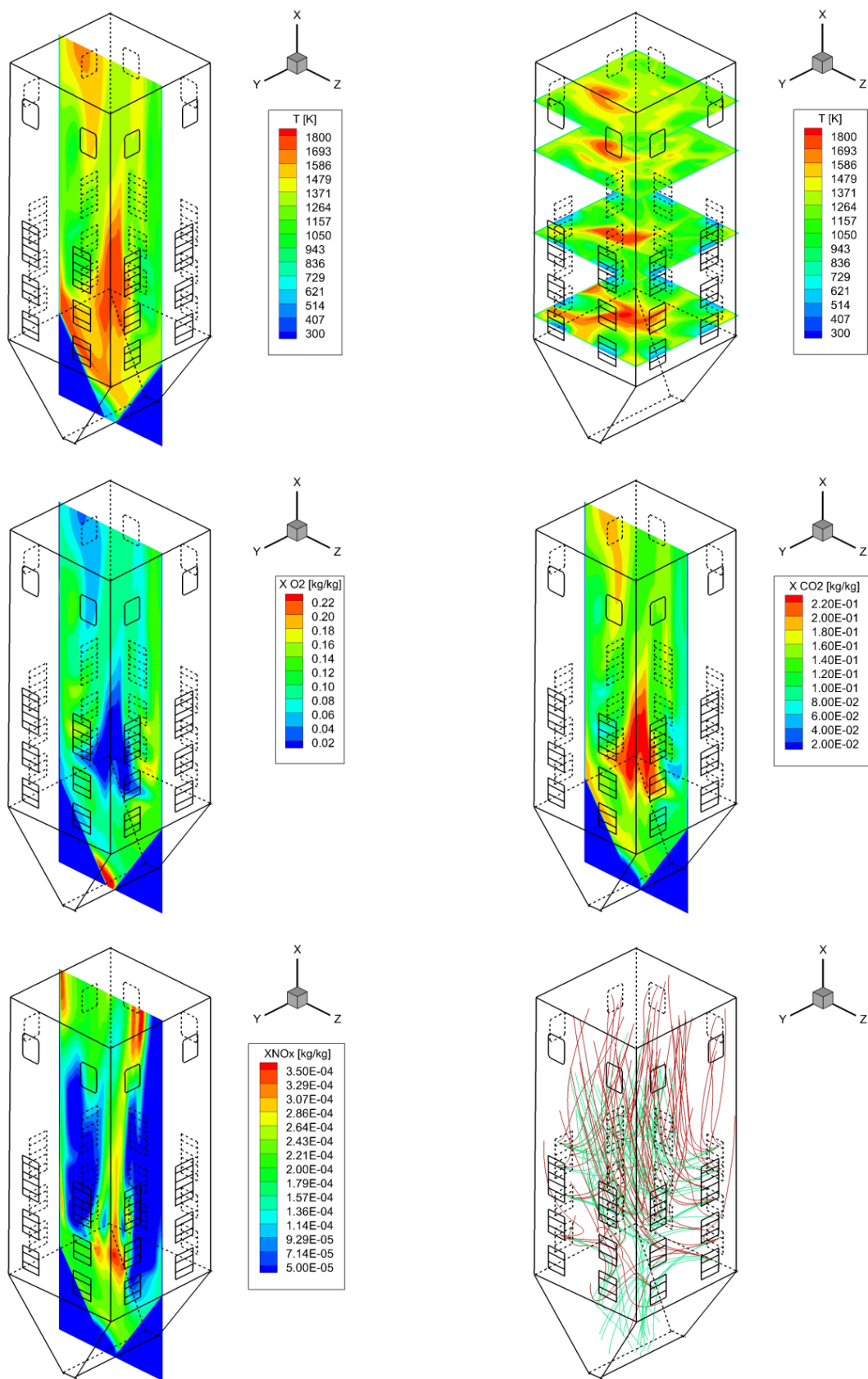
У складу са очекивањима, због искључења горионика број 6, у ложишту се јавља аеродинамичка и температурска асиметрија димних гасова (слике 6-8 – 6-11), при чему се пламен приближава зиду где је смештен искључени горионик, што може да изазове његово повећано зашљакивање.

При процесу косагоревања повишава се локална температура гасне струје у областима блиским горионцима (слике 6-8 – 6-11) због брзог ослобађања и сагоревања велике количине волатила пшеничне сламе у зонама горионика. Такође, испуњеност ложишта пламеном при косагоревању се повећава услед дистрибуције трајекторија честица биомасе у већој запремини и по попречним пресецима ложишног простора. Геометрија и положај пламена је важан параметар за праћење рада котла и може утицати на формирање наслага пепела, као и на евентуално прегревање грејних површина. У табели 6.10. је уочљиво да је у свим посматраним случајевима косагоревања добијена виша температура на излазу из ложишта у односу на случај ТС-1. Разлог томе је што се на већим висинама наставља сагоревање честица биомасе за разлику од честица угља које раније сагоре. Поред тога, приметна је и виша температура у зони левка у односу на ТС-1 због присуства честица биомасе које због аеродинамичких услова падају у ложишни левак. Запажа се да је у вертикалним ZX равнима центра ложишта у случајевима ТС-5 и ТС-9 (слике 6-10. и 6-11) дошло до већег издужења језгра пламена у односу на случајеве ТС-1 и ТС-4 (слике 6-8. и 6-9), као последица веће количине биомасе која се уноси.

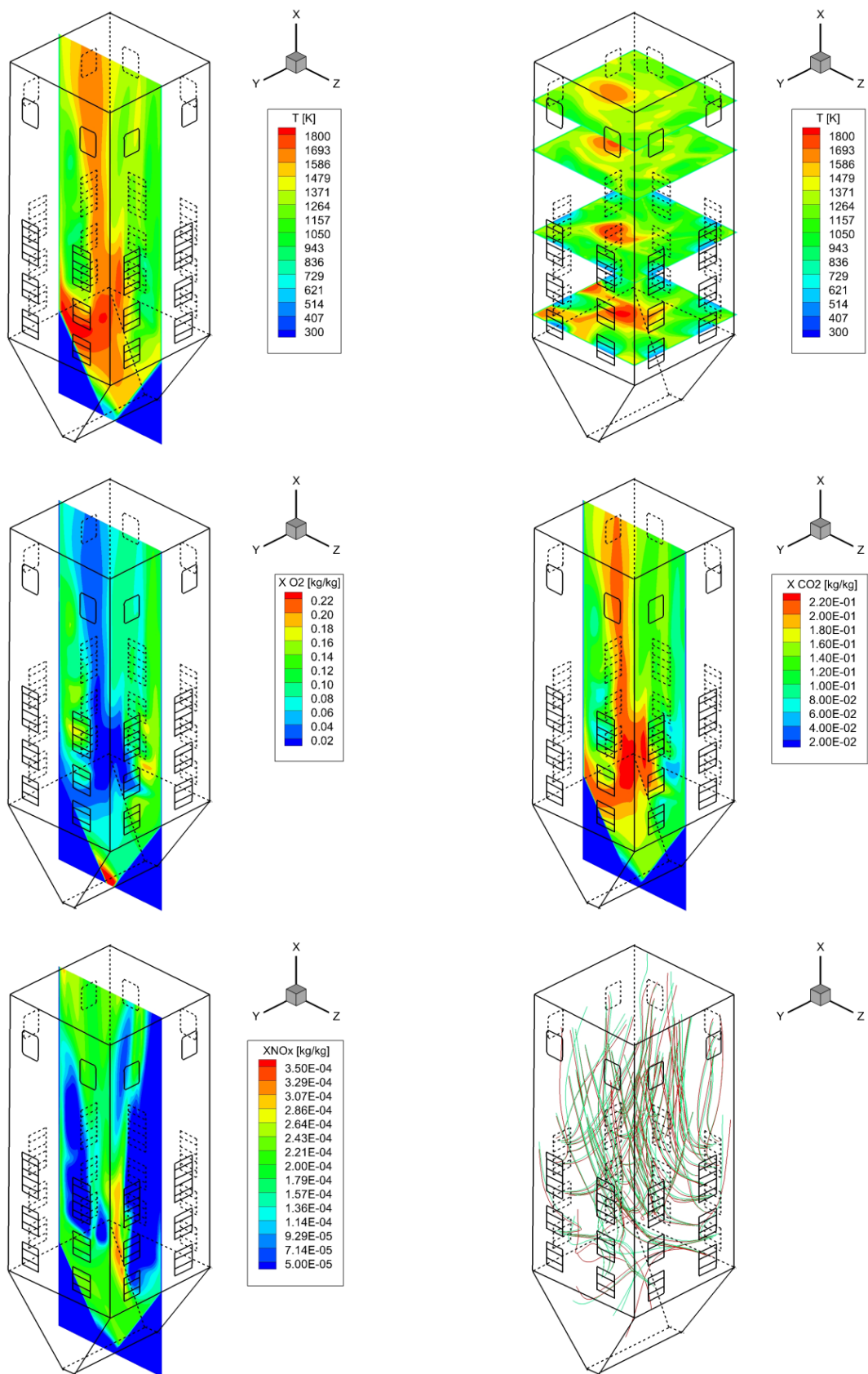
Поља масених удела CO_2 и O_2 показују добру корелисаност са температурским пољима. На сликама 6-8 – 6-11. се уочава да зоне са максималним вредностима температуре и CO_2 одговарају пољу минималне концентрације кисеоника, и обрнуто. У табели 6.10. се запажа да вредности CO_2 на излазу ложишта за све тест-случајеве косагоревања незнатно варирају у односу на ТС-1.



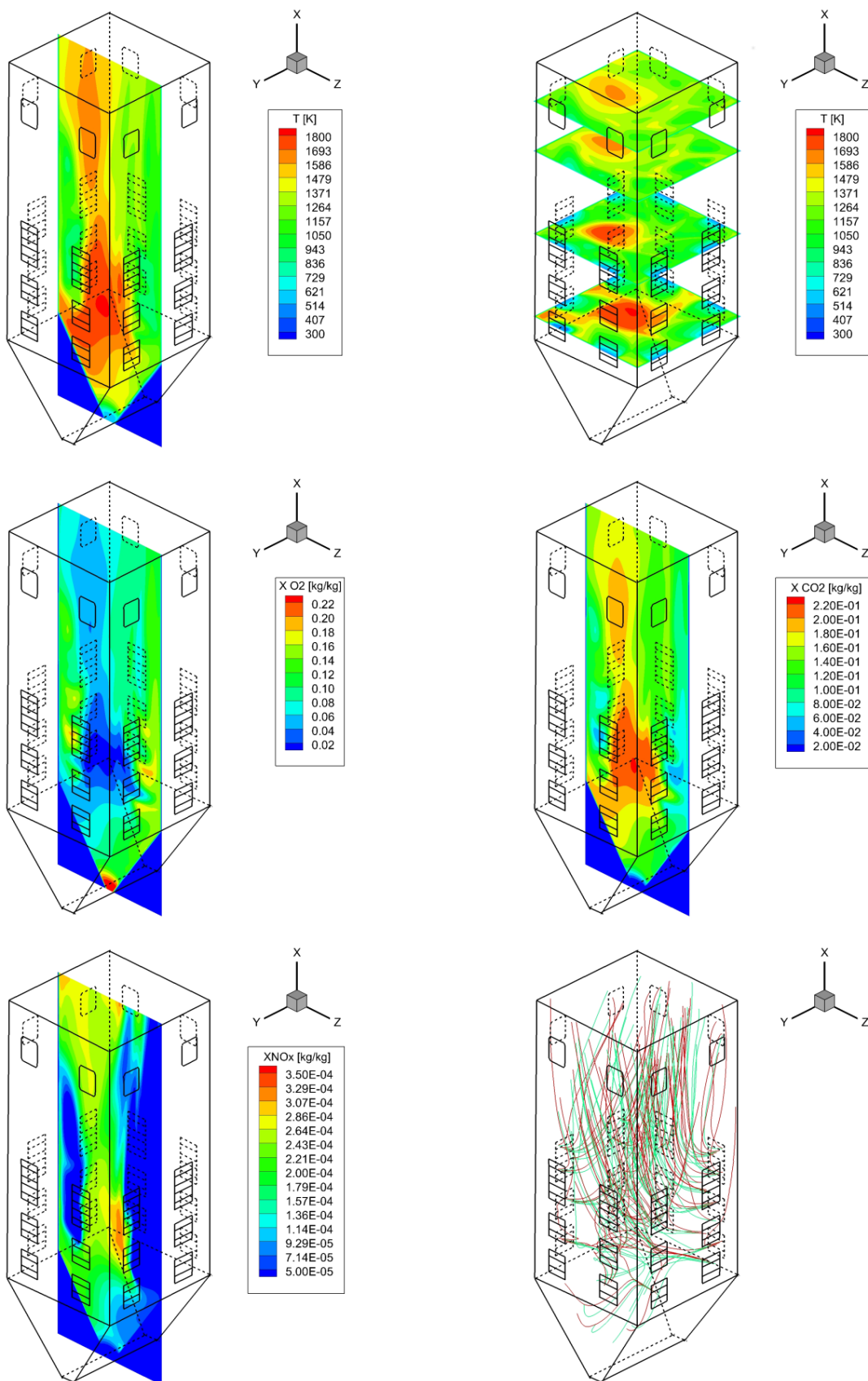
Слика 6-8. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) за ТС-1.



Слика 6-9. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-4.



Слика 6-10. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5.



Слика 6-11. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-9.

Просторна расподела поља концентрације NO_x приказана је у ZX равни (у центру ложишта) на сликама 6-8 – 6-11. За неке случајеве косагоревања (нпр. ТС-4, слика 6-9) се запажа да је концентрација NO_x у зони близу горионика виша у односу на случај сагоревања само угља (ТС-1, слика 6-8), због повишене температуре гасне струје услед брзог ослобађања велике количине волатила пшеничне сламе. Међутим, у свим посматраним случајевима косагоревања добијена је нижа емисија NO_x на излазу из ложишта. Разлог томе је мања укупна количина горива која се уводи у ложиште и мањи садржај азота у пшеничној слами у поређењу са лигнитом.

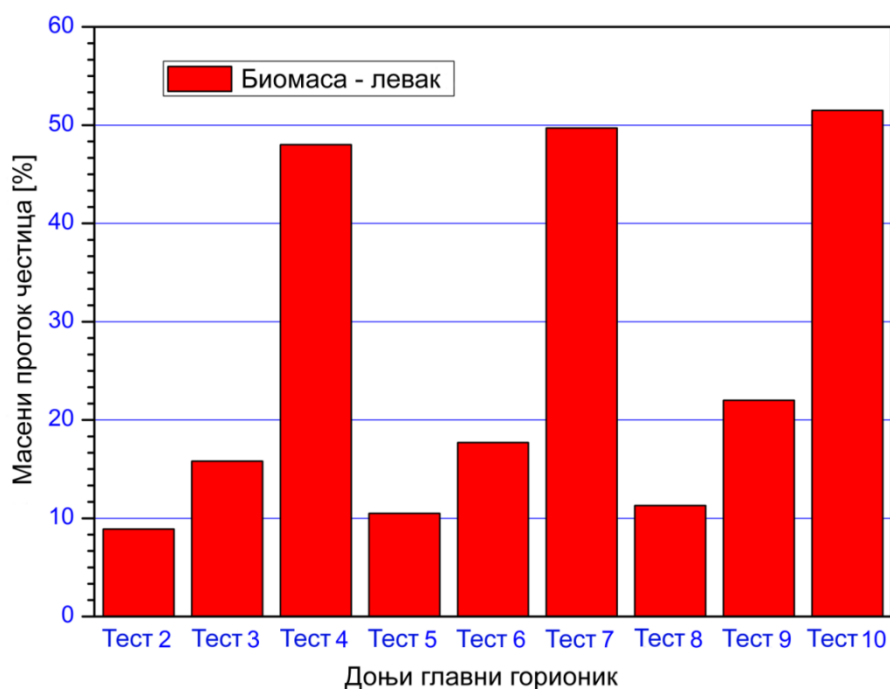
У табели 6.10. може се приметити да се са повећањем термалног удела биомасе при истим пречницима честица пшеничне сламе, добијају све ниже емисије NO_x на излазу из ложишта у односу на референтни ТС-1. Најнижа емисија NO_x добијена је при средњем пречнику честица биомасе од 500 μm и 15% топлотног удела (ТС-8). Међутим, што се више повећавају пречници честица биомасе при истим термалним уделима, уочљива је све виша емисија NO_x на излазу из ложишта. У случају ТС-4, где су пречници честица биомасе 2000 μm , постигнута је највиша емисија NO_x у поступку косагоревања.

Овде је значајно запазити да се са повећањем термалног удела биомасе не може са сигурношћу очекивати нижа емисија NO_x на излазу из ложишта, већ да у значајној мери зависи од пречника честица пшеничне сламе које се уводе у ложиште. На пример, у случају ТС-2 је добијена нижа емисија NO_x у односу на случајеве ТС-7 и ТС-10. Наиме, велики утицај на процесе косагоревања и емисију NO_x имају трајекторије честица угља и биомасе, као и њихова сагорелост на излазу из ложишта и у ложишном левку котла. Стога је веома битно испитати дистрибуцију честица између излаза из ложишта и левка у зависности од одабраног симулираног случаја. Путања честица зависи од етажа са којих се уносе, времена боравка у ложишту и аеродинамике гасне струје.

У референтном случају (ТС-1) највећи део честица лигнита прате узлазну струју гаса и излазе из ложишта, док мали део честица које падају у левак (5,7%) скоро искључиво долазе из доњих главних горионика (слика 6-8). При косагоревању се са повећањем удела биомасе проценат честица лигнита које падају у левак мало повећава (максимално 9,3% за ТС-10) услед мањих улазних

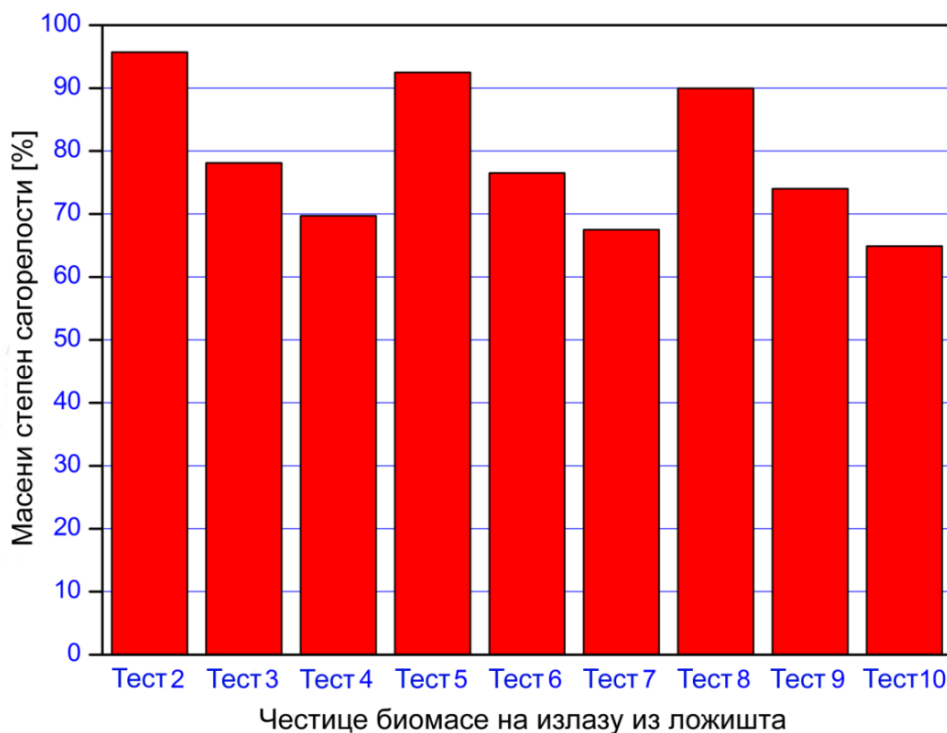
брзина струја у ложиште у односу на ТС-1. Такође, због присуства већих честица биомасе у области левка, мања количина кисеоника је доступна за сагоревање честица лигнита, самим тим спорије им се смањује маса, мањи је отпор терцијарног ваздуха, тако да брже падају у левак са смањеним степеном сагорелости.

Трајекторије честица биомасе се битно разликују од честице лигнита услед већег средњег пречника, неправилног, односно несферичног облика и другачије брзине сагоревања. При повећању средњег пречника честица и термалног удела пшеничне сламе, повећава се проценат честица биомасе које падају у ложишни левак, при чему су честице које завршавају у зони левка скоро искључиво оне које се уводе са доњих главних горионика (слике 6-9 – 6-11). Са слике 6-12. се уочава да најмање честица биомасе падне у левак за ТС-2, док највише за ТС-10. Разлог томе је то што честице са мањим пречницима релативно мале масе захвата централни вртлог и усмерава их навише ка излазу. Са друге стране, крупнијим честицама пшеничне сламе се неће смањити толико маса тако да могу да крену са узлазном струјом гаса, већ падају ка левку. Ово је веома важно јер ће честице горива које падну у ложишни левак увећати тзв. губитке услед механичке непотпуности сагоревања у шљаци.



Слика 6-12. Масени проток честица биомасе уношених са доњих главних горионика које падају у левак ложишта.

Трајекторије честица биомасе које прате узлазну струју гаса углавном чине оне које долазе са горњих главних и брид горионика (слике 6-9 – 6-11). Приметно је на слици 6-13. и из табеле 6.10. да се са повећањем средњег пречника и термалног удела пшеничне сламе, упркос мањим брзинама у ложишту и повећаном времену боравка честица, смањује просечни масени степен сагорелости гориве масе честица на излазу, при чему је пречник честице биомасе утицајнији фактор. Масени степен сагорелости гориве материје је добијен на основу репрезентативног броја честица и представља однос сагореле гориве масе у посматраном тренутку и почетне гориве масе коју има честица на улазу у ложиште. Овако дефинисан степен сагорелости директно ће утицати на губитке услед механичке непотпуности сагоревања у летећем пепелу.



Слика 6-13. Масени степен сагорелости честица биомасе које излазе из ложишта.

Треба истаћи да је изузетно важна и дистрибуција честица дуж висине ложишта, јер треба тежити уједначеним струјним условима по пресеку и равномерном термичком оптерећењу екранских зидова, као и што већем масеном степену сагорелости честица које напуштају ложиште.

На крају овог поглавља одабран је оптимални тест-случај косагоревања од анализираних, узимајући у обзир: вредности емисија NO_x и средње температуре димних гасова на излазу из ложишта, масени степен сагорелости честица на излазу и масени проток честица које падају у левак ложишта. Што се тиче излазних температура (да се при томе што мање разликује од референтне и не поремети рад котла) и нижих емисија NO_x као најповољнији случајеви се издвајају ТС-5 и ТС-8, табела 6.10. Даљим анализирањем, приметно је да су у случају ТС-8 добијени мањи степени сагорелости честица у односу на случај ТС-5, слика 6-13. Случај ТС-8 даје и нешто већи проток честица ка левку у односу на ТС-5, слика 6-12, па потенцијано и веће губитке у шљаци. Такође, у случају ТС-8, са 15% термалним уделом биомасе, могло би се довести у питање нарушавање нормалног рада котла услед потенцијалног зашљакивања грејних површина, пошто биомаса као гориво може томе погодovati.

Закључено је да би се као оптимални случај косагоревања од анализираних могао одабрати ТС-5 са 10% термалног удела биомасе и средњим пречником честица пшеничне сламе од 500 μm . У том случају добијени су: нижа емисија NO_x за 15,4% и виша температура димних гасова за 9 °C на излазу из ложишта у односу на референтни ТС-1 (добијен симулацијама), релативно низак проценат честица који падају у левак и релативно висок масени степен сагорелости сагорљиве масе честица на излазу из ложишта.

6.5.2. Утицај начина уношења биомасе у ложиште и њене дистрибуције по горионичким етажама

За следећих осам разматраних тест-случајева косагоревања (од ТС-5-1 до ТС-5-8), пшенична слама се уводи у ложиште преко посебних млинова за биомасу каналима до постојећих горионика за угљ, као у **случају Б** на слици 6-7, што омогућава варирање расподеле биомасе по етажама независно од расподеле угља. Резултати поменутих симулираних тест-случајева су након тога поређени са претходно усвојеним ТС-5, у циљу даље оптимизације процеса косагоревања. Дистрибуција спрашеног угља по етажама горионика је усвојена иста као у претходним тест-случајевима, док је варирана дистрибуција пшеничне сламе по етажама горионика, при чему су задржане исте укупне количине горива које се

уносе у ложиште као у случају ТС-5. Такође, укупне количине ваздуха и транспортног флуида аеросмеше које се уносе за сагоревање су остале исте као у случају ТС-5, само им је расподела другачија по висини горионичких етажа. Улазни подаци за нумеричке симулације приказани су у табелама П5 - П12. датим у прилозима.

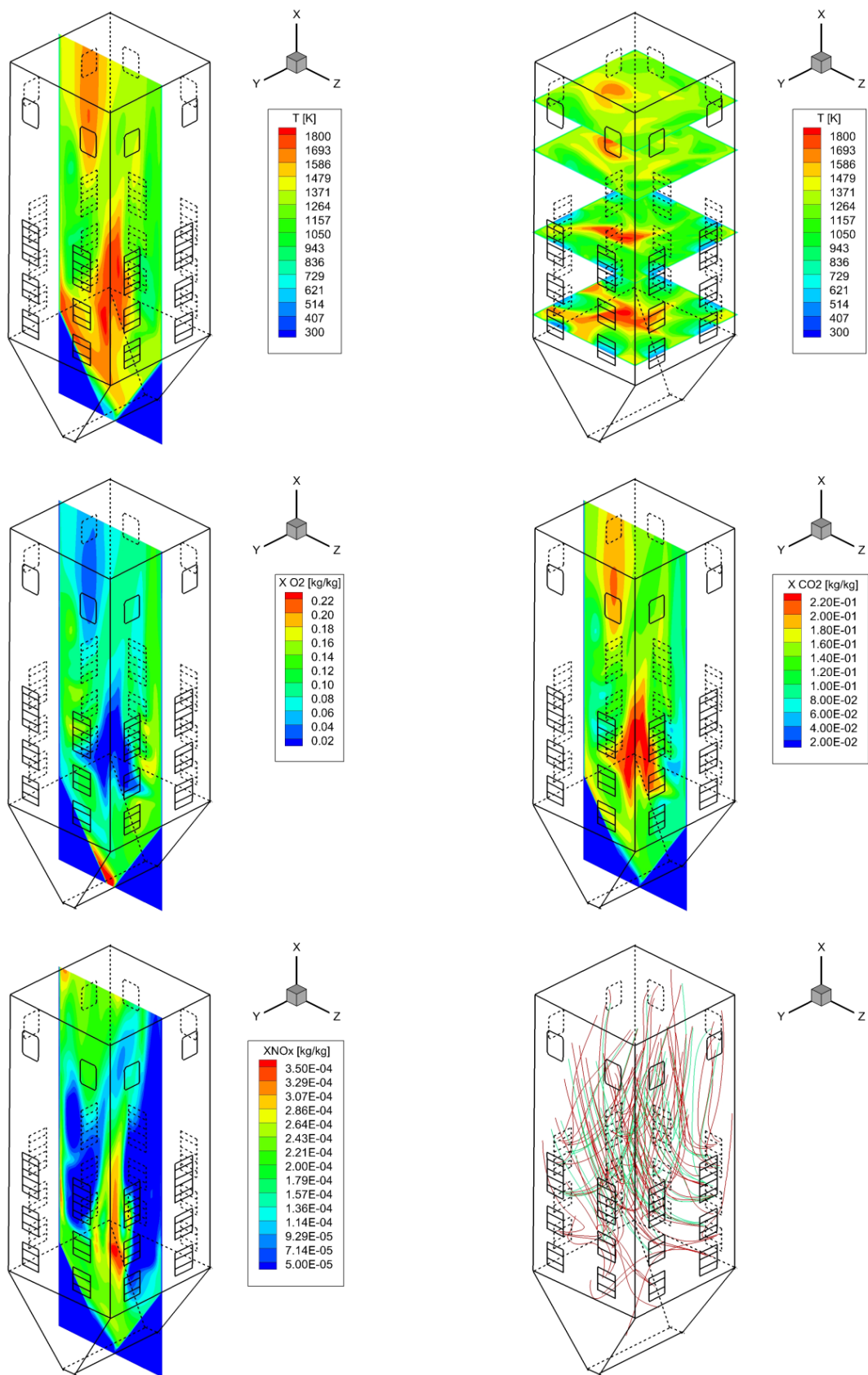
Од осам нових анализираних тест-случаја датих у табели 6.11, на сликама 6-14 - 6-17. су приказана поља температуре, O_2 , CO_2 и NO_x и одабране трајекторије честица у ложишту за четири тест-случајева: ТС-5-1, ТС-5-4, ТС-5-6 и ТС-5-7, редом.

Табела 6.11. Вредности температуре димног гаса и NO_x на излазу ложишта за симулиране тест-случајева.

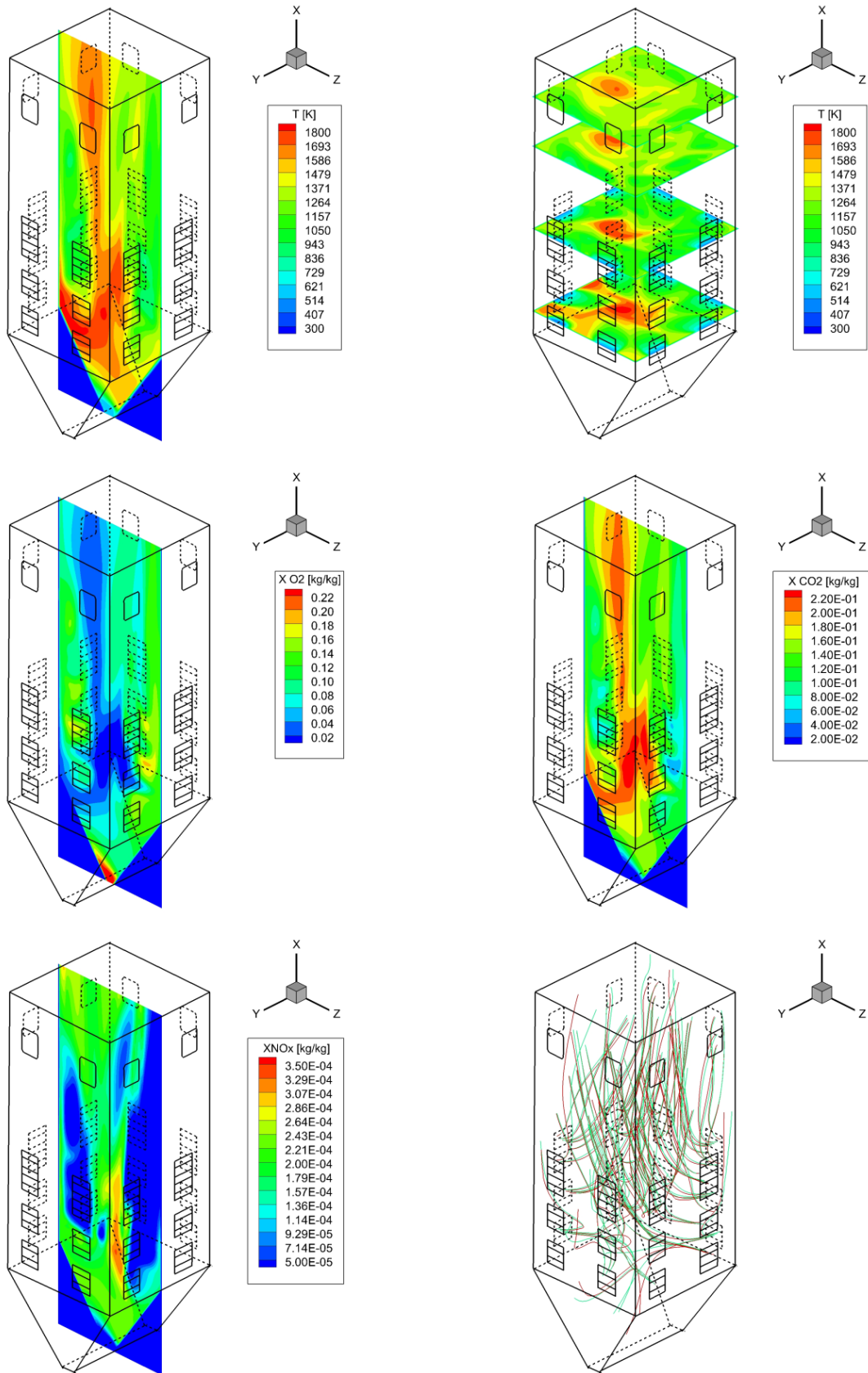
Тест случај	Масена расподела спрашене пшеничне сламе по етажама горионика* [%]				Средња температура на излазу [°C]	Емисија NO_x [mg (Nm ³) ⁻¹]
	Доњи главни гор.	Горњи главни гор.	Доњи брид	Горњи брид		
ТС-5	39	21	26	14	1045	473
ТС-5-1	0	60	40	0	1049	503
ТС-5-2	20	40	35	5	1047	481
ТС-5-3	30	30	26	14	1045	477
ТС-5-4	30	30	35	5	1046	476
ТС-5-5	39	21	40	0	1045	473
ТС-5-6	45	15	40	0	1044	457
ТС-5-7	39	31	30	0	1047	493
ТС-5-8	39	41	20	0	1049	551

* Масена расподела угљеног праха по етажама горионика је иста као у случајевима ТС-1 - ТС-10.

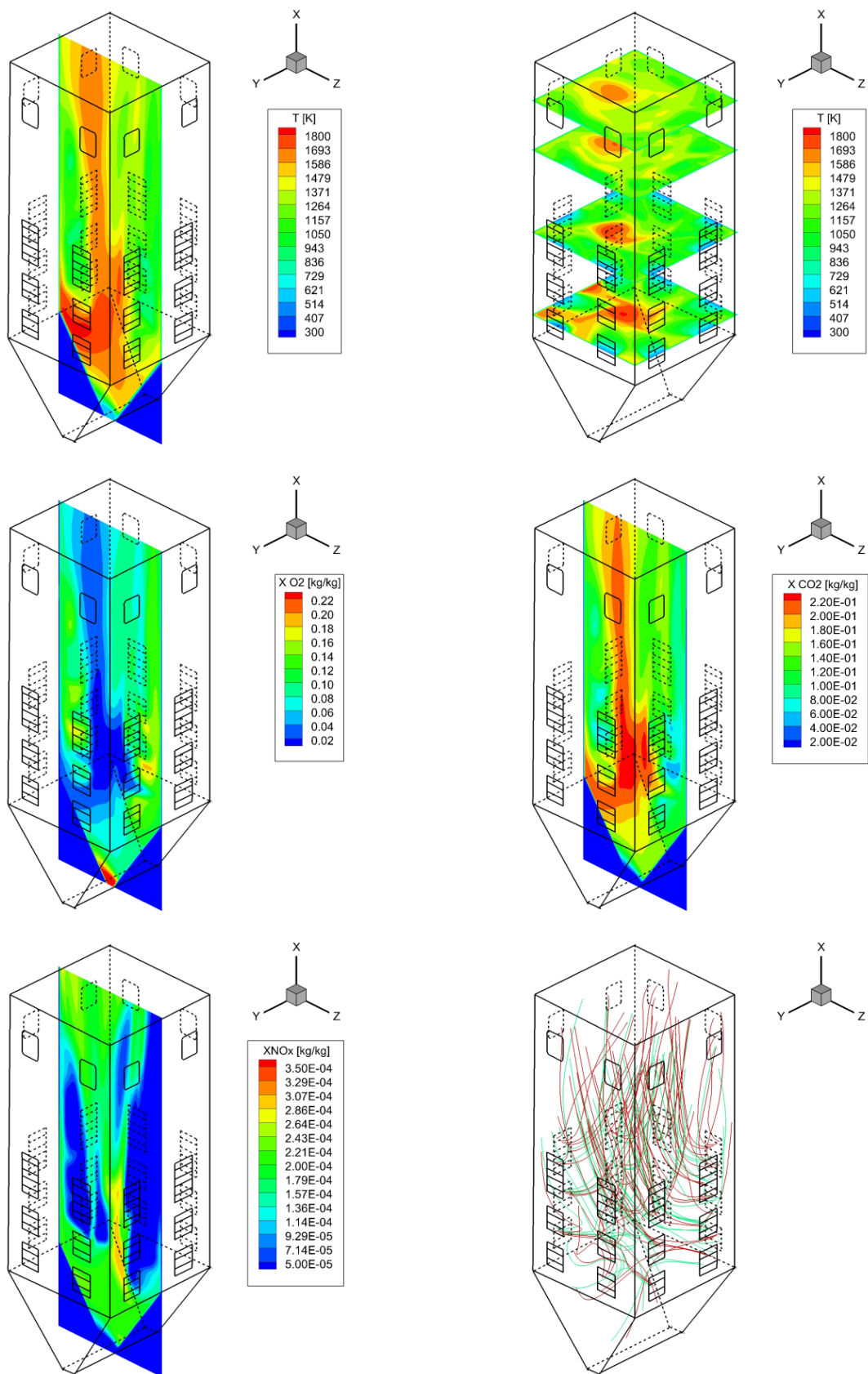
У првих шест анализираних тест-случајева (од ТС-5-1 до ТС-5-6), преко доњих и горњих главних горионика се уводи 60% масеног удела пшеничне сламе као што је био случај у ТС-5 (да би се детаљно испитао утицај расподеле биомасе по појединачним етажама главних, односно горионика бридова), док се у ТС-5-7 и ТС-5-8 уводи 70% и 80% пшеничне сламе, редом (табела 6.11). Као у поглављу 6.5.1, добијена поља масених удела CO_2 и O_2 су у складу са температурним пољима. На сликама 6-14 - 6-17. се уочава да зоне са максималним вредностима температуре и CO_2 одговарају области минималне концентрације кисеоника, и обрнуто.



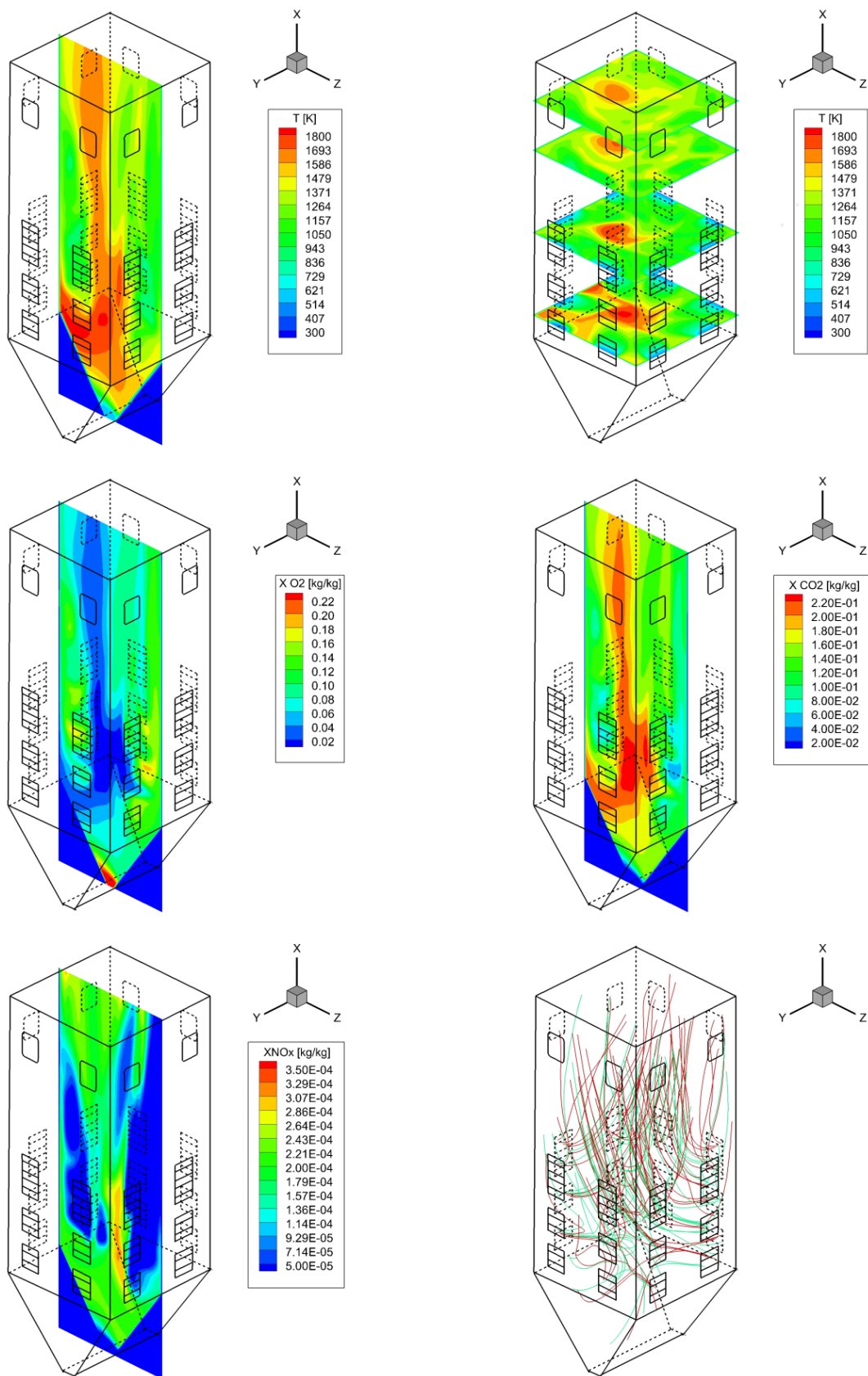
Слика 6-14. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-1.



Слика 6-15. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-4.



Слика 6-16. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-6.



Слика 6-17. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-7.

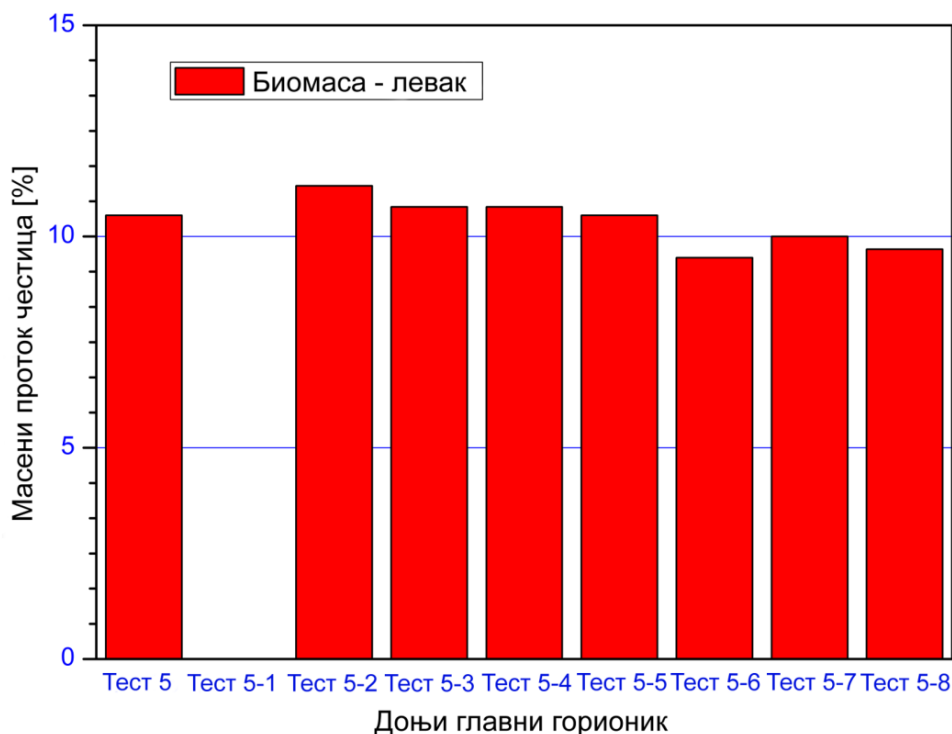
У случају ТС-5-1 (табела 6.11, слика 6-14), где се пшенична слама уводи само преко горњих главних горионика и доњих бридова, добијена је виша температура и емисија NO_x на излазу из ложишта у односу на претходно усвојени ТС-5. Геометрија пламена је испрекидана дуж висине ложишта (раван XZ), док је поље максималне температуре померено ка већим висинама. На слици 6-14. може се уочити нижа температура у ложишном левку, зато што се честице биомасе не уводе преко доњих главних горионика.

Даље у случајевима од ТС-5-2 до ТС-5-6, примећује се да како се повећава количина пшеничне сламе која се уводи са доњих главних горионика, тако се пламен све више уједначава по висини горионика (упореди слику 6-14. са сликама 6-15 - 6-17). У табели 6.11. се види да је најнижа температура на излазу из ложишта добијена за случај ТС-5-6 (слика 6-16), док је највиша добијена за случајеве ТС-5-1 (слика 6-14) и ТС-5-8.

Што се тиче емисије NO_x , само у случају ТС-5-6 је добијена нижа емисија NO_x на излазу из ложишта у односу на претходно одабрани ТС-5.

Масени проценти честица биомасе које падају у ложишни левак, а које се уводе са доњих главних горионика, за разматране случајеве косагоревања приказани су на слици 6-18. У случају ТС-5-1 честице биомасе не завршавају у левку зато што се не уносе са доњих главних горионика, док је највећи проценат честица које завршавају у левку добијен за случај ТС-5-2. Занимљиво је приметити, не рачунајући случај ТС-5-1, да је у случају ТС-5-6 у коме се за све разматране случајеве косагоревања уводи највећи проток спрашене сламе са доњих главних горионика (45%), добијен најмањи проценат честица биомасе које завршавају у левку, услед укупне аеродинамике ложишних гасова, кретања несферичних честица биомасе и интеракције гасовите и дисперзне фазе.

Овде се још једанпут наглашава и показује да разматрани проблем није једнозначан, већ да је комплексан и зависи од много утицаја који се морају узети у обзир при анализи и оптимизацији поступка косагоревања, као што су: формиран централни вртлог у ложишту; количине и расподеле горива и ваздуха које се уводе у ложиште; шема рада, односно искључености горионика; пречници, облици и трајекторије честица итд.

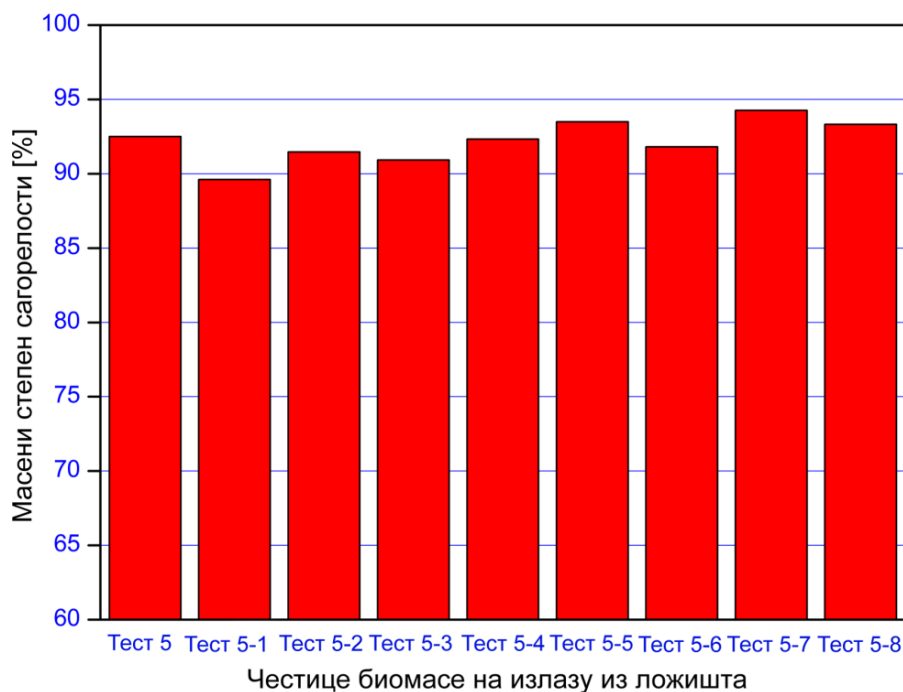


Слика 6-18. Масени проток честица биомасе уношених са доњих главних горионика које падају у левак ложишта.

Просечни масени степени сагорелости гориве масе честица биомасе на излазу из ложишта разматраних случајева се незнатно разликују (слика 6-19). Најмањи степен сагорелости честица пшеничне сламе је добијен за случај ТС-5-1 (89,6%), док је највећи добијен за ТС-5-7 (94,3%). Овде се може приметити да иако се у ТС-5-8 уводе веће количине пшеничне сламе са главних горионика у односу на ТС-5-7, последично се не добија већи просечни масени степен сагорелости гориве масе честица биомасе у односу на ТС-5-7.

Као најповољнији случај је усвојен ТС-5-6. У том случају добијени су: нижа емисија NO_x за 18,2% и виша температура димних гасова за 8 °C на излазу из ложишта у односу на почетни референтни ТС-1 (случај без косагоревања), као и релативно низак проценат честица који падају у левак и релативно висок масени степен сагорелости сагорљиве масе честица на излазу ложишта. У односу на претходно усвојени ТС-5 добијени су: нижа температура за 1 °C и нижа емисија NO_x за 3,4% на излазу из ложишта, нижи проценти честица који падају у левак и мало мањи масени степен сагорелости сагорљиве масе честица на излазу ложишта. Такође, језгро пламена у тест-случају ТС-5-6, слика 6-16,

концентрисано је у централним зонама ложишта, слично као у тест-случају ТС-5, слика 6-10.



Слика 6-19. Масени степен сагорелости честица биомасе на излазу из ложишта.

6.5.3. Утицај неправилности облика честица биомасе при косагоревању

Важно је напоменути да су у развијеном програмском коду за тест-случајеве косагоревања, честице спрашеног угља третиране као сфере, при чему су у једначини кретања узети у обзир ефекти одступања облика честице биомасе од сферног преко уведеног фактора облика честица, израз (3.8). Фактор облика честица је битан за прорачун параметара b_1 , b_2 , b_3 и b_4 , за одређивање коефицијента отпора релативном кретању честице у односу на флуид (видети табелу 6.12), тј. утиче на аеродинамику двофазног тока и време боравка честица горива у ложишту. Такође, утицај облика честице биомасе узет је у обзир и на брзину сагоревања коксног остатка преко корекционог фактора, израз (3.29), који зависи од фактора облика.

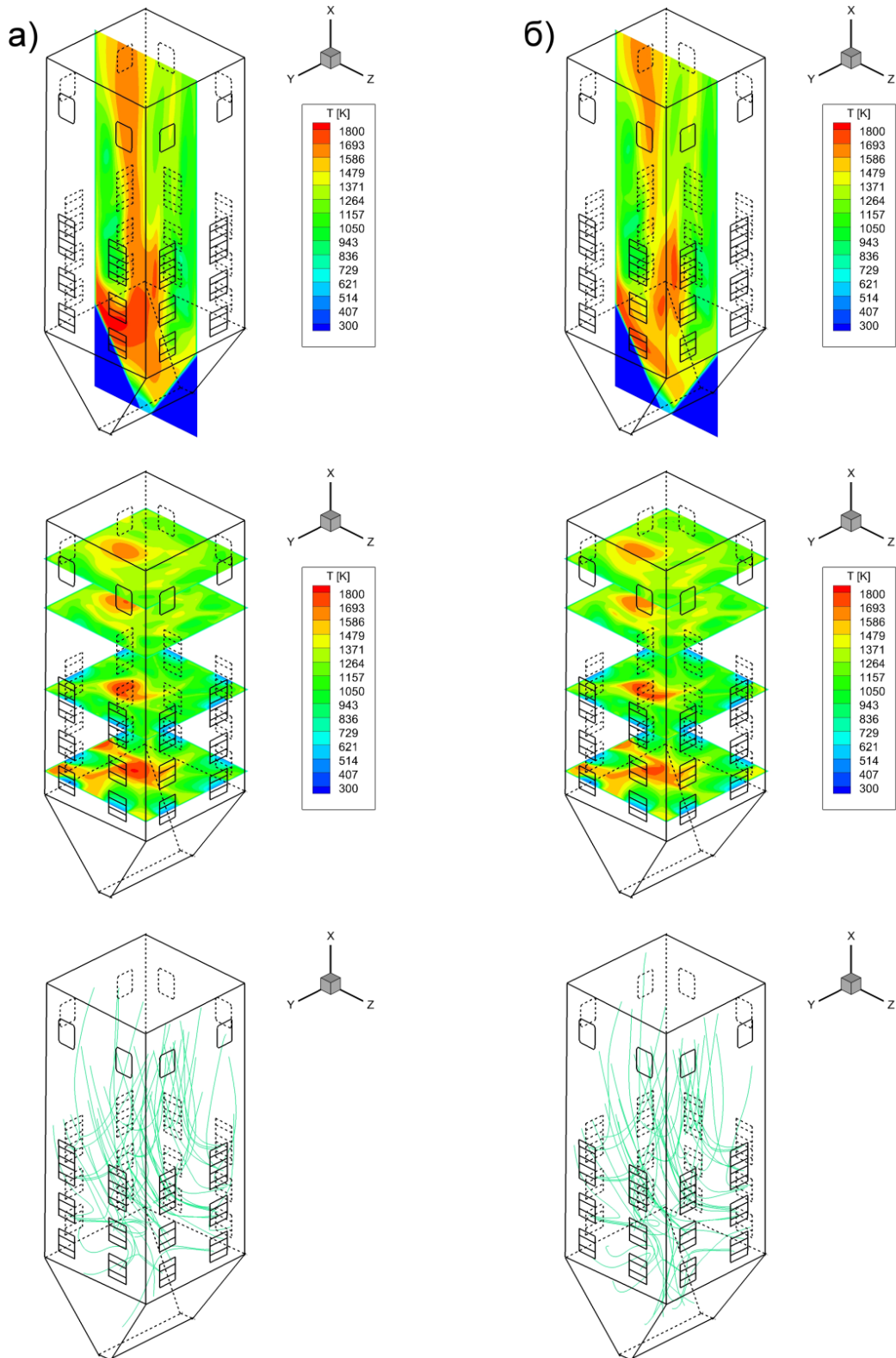
Упоређени су резултати претходно усвојеног случаја ТС-5-6 (где је узет у обзир ефекат одступања честица биомасе од сферног облика, односно честице биомасе имају цилиндрични облик) и новог ТС-5-6-1 (у коме честице биомасе

имају исти коефицијент отпора као за сферу). На слици 6-20. дата су поређења температурних поља и трајекторија честица пшеничне сламе за случајеве ТС-5-6 и ТС-5-6-1. На слици 6-21. приказано је поређење масених протока честица биомасе уношених са доњих главних горионика које падају у левак ложишта за случајеве ТС-5-6 и ТС-5-6-1. У случају ТС-5-6-1 масено 28,36% честица биомасе падне у левак, док у случају ТС-5-6 масено 9,57% завршава у ложишном левку.

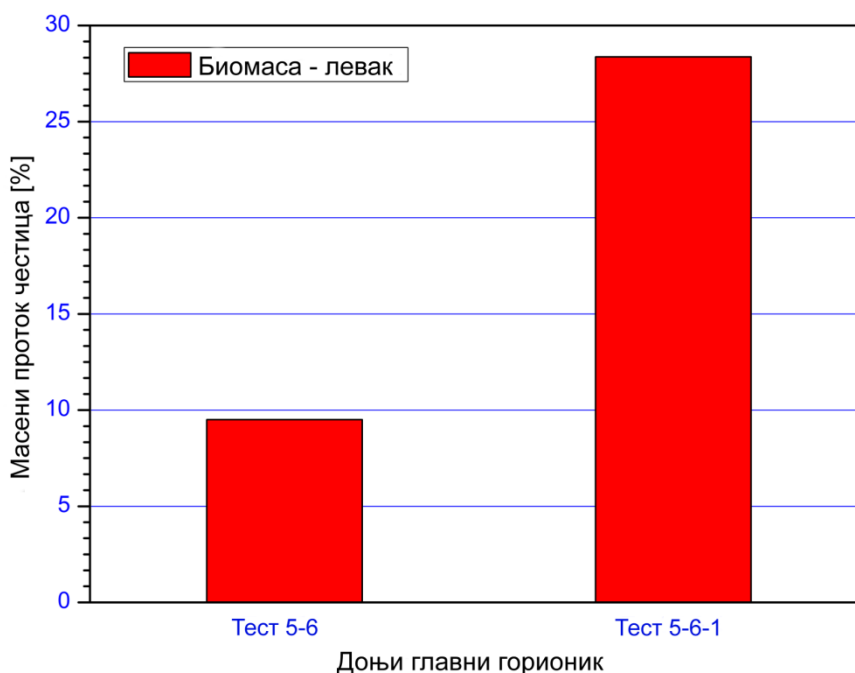
У табели 6.12, као и на сликама 6-20. и 6-21, приметне су разлике у резултатима поменути два случаја. Разлог томе је што неувођење фактора облика у прорачун за C_D даје донекле различите трајекторије честица са истих стартних локација, слика 6-20, што доводи до тога да знатно већи број сферних честица биомасе падне у левак (ТС-5-6-1, слика 6-21), при чему се последично снижава температура и емисија NO_x на излазу из ложишта, табела 6.12, и јавља специфични „испрекидани” облик пламена по висини ложишта, слика 6-20.

Табела 6.12. Вредности температуре димног гаса и NO_x на излазу из ложишта за симулиране тест-случајеве.

Тест случај	Образац по коме се рачуна коефицијент отпора релативном кретању честице у односу на флуид у програмском коду	Средња температура на излазу [°C]	Емисија NO_x [$mg (Nm^3)^{-1}$]
ТС-5-6	$C_D = \left(24 / Re_{sph}\right) \left(1 + b_1 Re_{sph}^{b_2}\right) + \left[b_3 Re_{sph} / \left(b_4 + Re_{sph}\right)\right]$	1044	457
ТС-5-6-1	$C_D = 1 + 0,15 Re_{sph}^{0,687}$	1040	442



Слика 6-20. Поређења температурних поља и трајекторија честица биомасе:
а) ТС-5-6 (коэффициент отпора честица биомасе рачунат као за цилиндар – узето у обзир одступање од сферног облика); б) ТС-5-6-1 (коэффициент отпора честица биомасе рачунат као за честице лигнита – облик сфере).



Слика 6-21. Масени проток честица биомасе уношених са доњих главних горионика које падају у левак ложишта за тест-случајеве ТС-5-6 и ТС-5-6-1.

Приказана поређења и приметна одступања резултата претходна два случаја су у сагласности са резултатима истраживања других аутора, где је утврђено да је изузетно битно узети у обзир ефекат одступања честица биомасе од сферичног облика, јер се у супротности добијају нереалне вредности посматраних величина [53].

6.5.4. Утицај садржаја азота у лигниту у спрези са расподелом горива и ваздуха по етажама горионика

Флукуације у квалитету лигнита, укључујући садржај азота, се такође могу очекивати у току рада котла [124]. Зато је интересантно истражити утицаје смањеног и повећаног садржаја азота у лигниту на процес косагоревања. За разлику од претходних тест-случајева у којима спрашени лигнит који улази у ложиште има садржај азота 1%, у новим симулираним случајевима косагоревања ТС-5-6-N1 и ТС-5-6-N2 спрашени угљеви садрже 0,5% и 2% азота, редом. При томе, укупне количине и дистрибуције горива и ваздуха које се уводе у ложиште остају исте као у ТС-5-6 (табела П10. у прилозима).

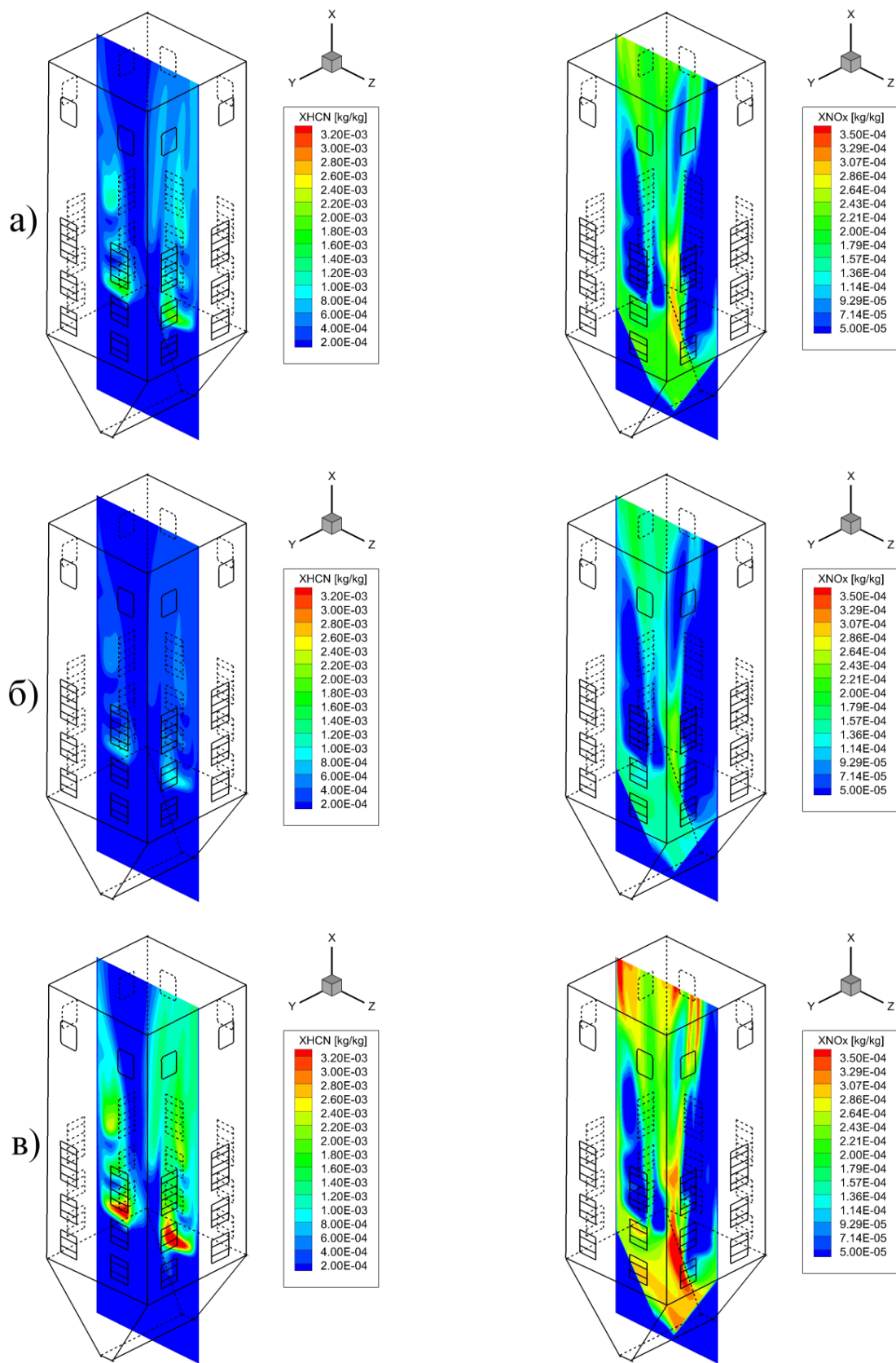
У табели 6.13. се уочава да су добијене температуре гасова на излазу из ложишта за ТС-5-6-N1 и ТС-5-6-N2 исте као у случају ТС-5-6, док се емисије NO_x знатно разликују. Поређења поља концентрације HCN (као интермедијера из волатила, чијом оксидацијом настаје доминантни-гориви NO) и NO_x у XZ равни поменутих случајева приказана су на слици 6-22. Као што се очекује, садржај азота везаног у гориву одлучно одређује поље HCN и садржај NO_x у ложишту.

Табела 6.13. Вредности температуре димног гаса и NO_x на излазу из ложишта за симулиране тест-случајеве.

Тест случај	Садржај азота у спрашеном лигниту [%]	Средња температура на излазу ложишта [°C]	Емисија NO_x [$\text{mg (Nm}^3\text{)}^{-1}$]
ТС-5-6	1	1044	457
ТС-5-6-N1	0,5	1044	281
ТС-5-6-N2	2	1044	701

Масени протоци честица биомасе уношених са доњих главних горионика које падају у левак ложишта и масени степени сагорелости честица које напуштају ложиште симулираних случајева ТС-5-6-N1 и ТС-5-6-N2 се незнатно разликују од ТС-5-6.

У случају ТС-5-6-N1 је добијена нижа емисија NO_x за 49,7% у односу на почетни ТС-1 без косагоревања биомасе и за двоструко нижи садржај азота у спрашеном лигниту. Случај ТС-5-6-N1 (седам горионика у раду) је усвојен као референтни за поређење са још два тест-случаја у наставку рада.



Слика 6-22. Поља HCN и NO_x за поређене тест-случајеве: а) ТС-5-6, б) ТС-5-6-N1 и в) ТС-5-6-N2, у којима су садржаји азота у спрашеном угљу 1%, 0,5% и 2%, редом.

У првом новом случају ТС-5-6-N1-1, спроведене су нумеричке симулације за шест горионика у раду, при чему укупни масени протоци и расподеле ваздуха, горива и транспортног флуида аеросмеше које се уводе у ложиште остају константни као у референтном ТС-5-6-N1. У ТС-5-6-N1-1 искључен је поред горионика број 6 и горионик број 2 (видети шему горионика на слици 6-2) у циљу добијања аеродинамичке и температурске симетрије у ложишту (што је повољно са становишта смањеног зашљакивања екранских зидова). Улазни подаци за нумеричке симулације случаја косагоревања ТС-5-6-N1-1 дати су у табели П13. у прилозима. У истраживањима [100], аутори су спровели нумеричку параметарску анализу погонских ситуација сагоревања спрашеног лигнита у истом парном котлу и при истом топлотном оптерећењу као у претходним примерима. У [100] је утврђено да би се у случају сагоревања спрашеног лигнита са шест млинова (при чему су искључени горионици број 3 и број 7), са бољом заптивеношћу котла (знатно нижи присис штетног ваздуха у млинском постројењу и ложишту) и предложеном расподелом угљеног праха по висини горионика (70% угљеног праха кроз главне горионике) постигла повољна погонска ситуација у ложишту са становишта емисије NO_x и температуре гасова на излазу ложишта. У овом раду улазни подаци из [100] су прилагођени за нумеричку симулацију тест-случаја косагоревања ТС-5-6-N1-2, у коме је масена расподела биомасе по горионичким етажама и садржај азота у спрашеном угљу усвојена иста као у референтном ТС-5-6-N1. Улазни подаци за нумеричке симулације ТС-5-6-N1-2 дати су у табели П14. у прилозима.

Поређење добијених температура гасова и емисије NO_x на излазу ложишта тест-случајева ТС-5-6-N1, ТС-5-6-N1-1 и ТС-5-6-N2-2 приказани су у табели 6.14. Поља температуре, O_2 , CO_2 и NO_x и изабране трајекторије честица у ложишту за поменуте случајеве приказане су на сликама 6-23, 6-24. и 6-25.

На сликама 6-24. и 6-25. се могу уочити температурне симетрије у ложишту, због искључености дијагоналних горионика, као и врло мали број честица које завршавају у левку. Услед различите расподеле горива по горионичким етажама у ова два случаја, добијена је сасвим различита геометрија пламена.

Табела 6.14. Вредности температуре димног гаса и NO_x на излазу из ложишта симулираних тест-случајева.

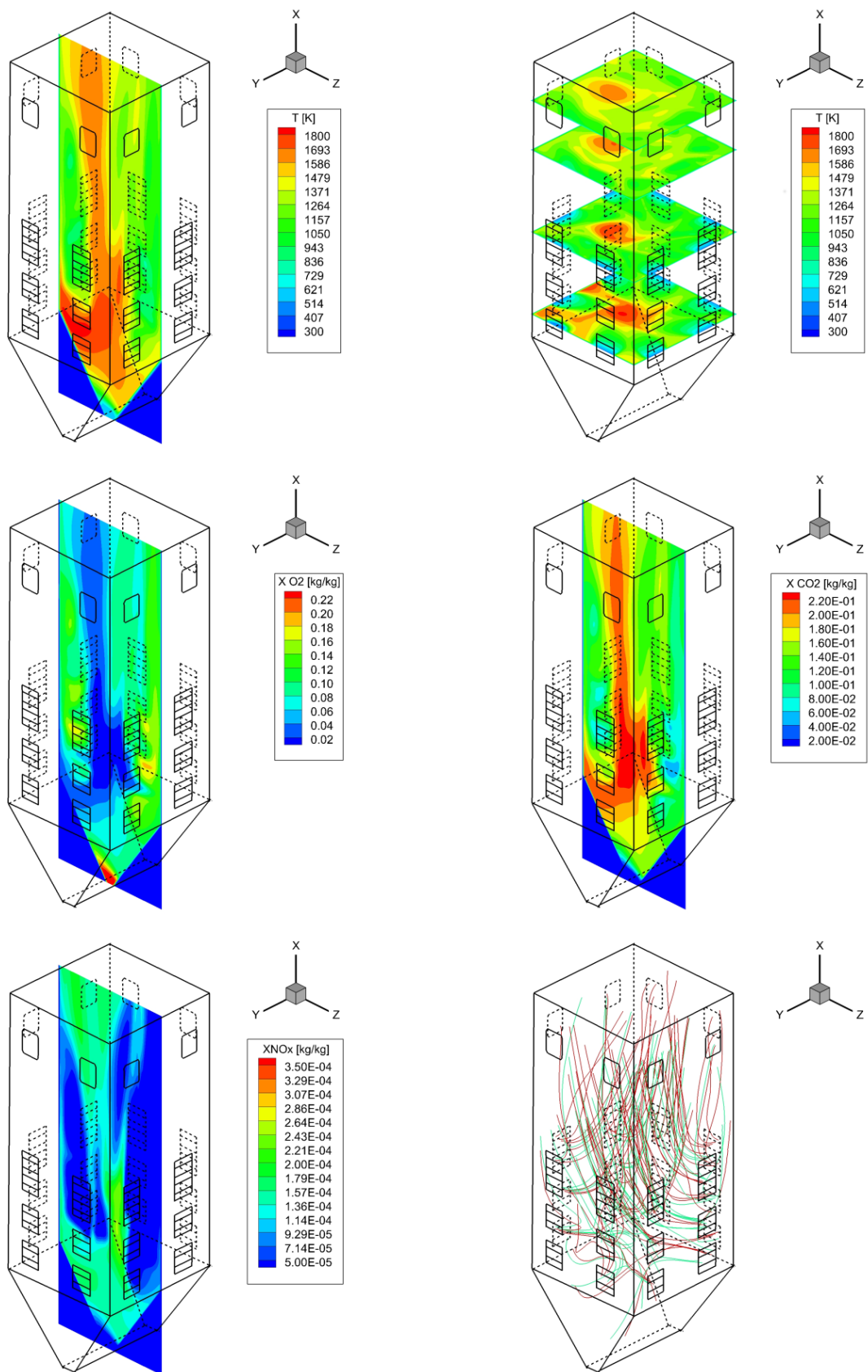
Тест случај	Масена расподела спрашеног угља по етажама горионика* [%]				Средња температура на излазу [°C]	Емисија NO _x [mg (Nm ³) ⁻¹]
	Доњи гл. гор.	Горњи гл. гор.	Доњи брид	Горњи брид		
ТС-5-6-N1**	39	21	26	14	1044	281
ТС-5-6-N1-1	39	21	26	14	1022	295
ТС-5-6-N1-2	46	24	20	10	1075	343

* Масена расподела спрашене пшеничне сламе по етажама је у свим случајевима као у ТС-5-6-N1.

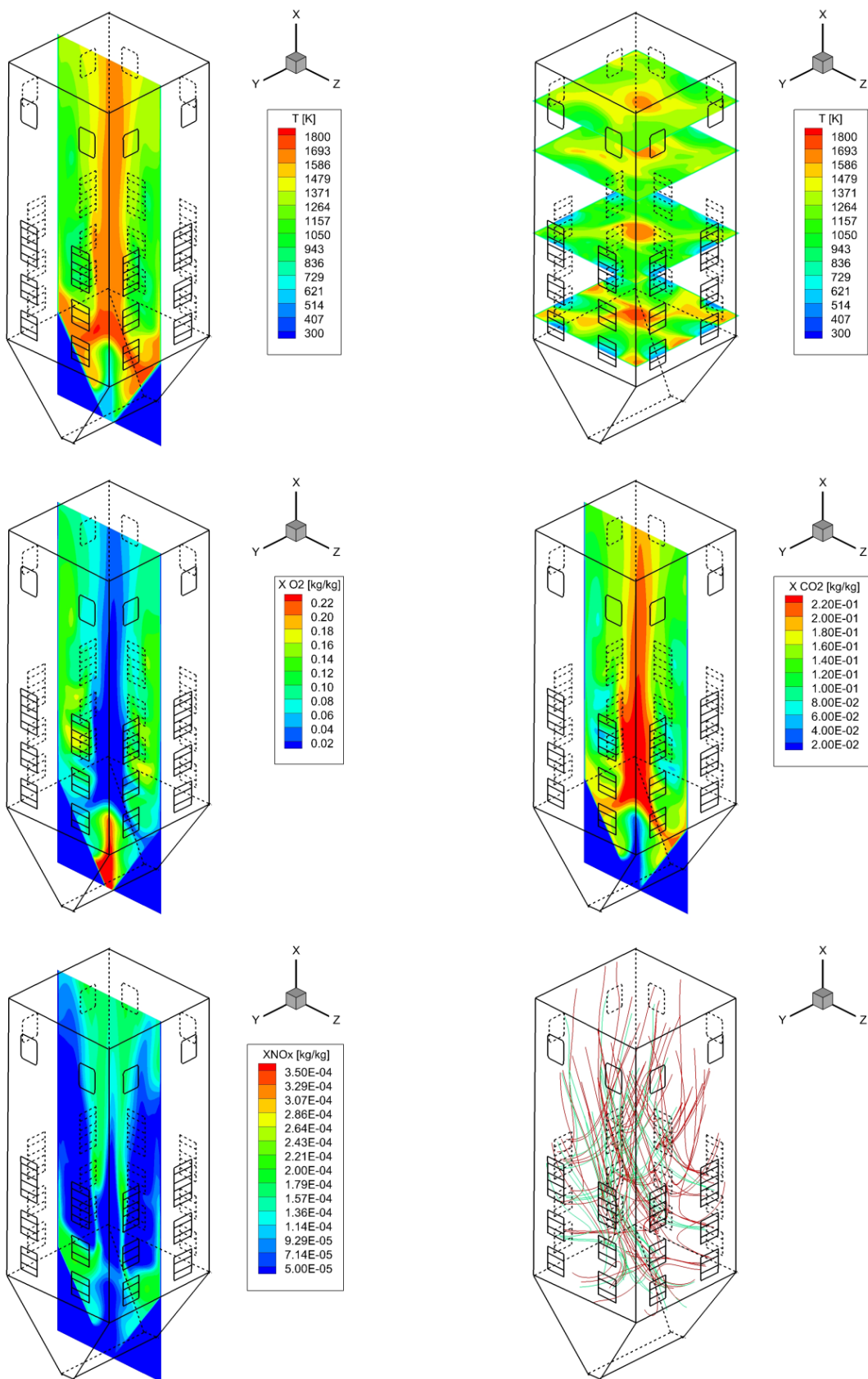
** Седам млинова у раду, док је у преостала два случаја шест млинова у раду.

У табели 6.14. може се приметити да су добијене више емисије NO_x на излазу из ложишта у случајевима ТС-5-6-N1-1 и ТС-5-6-N2-2 у односу на референтни случај ТС-5-6-N1.

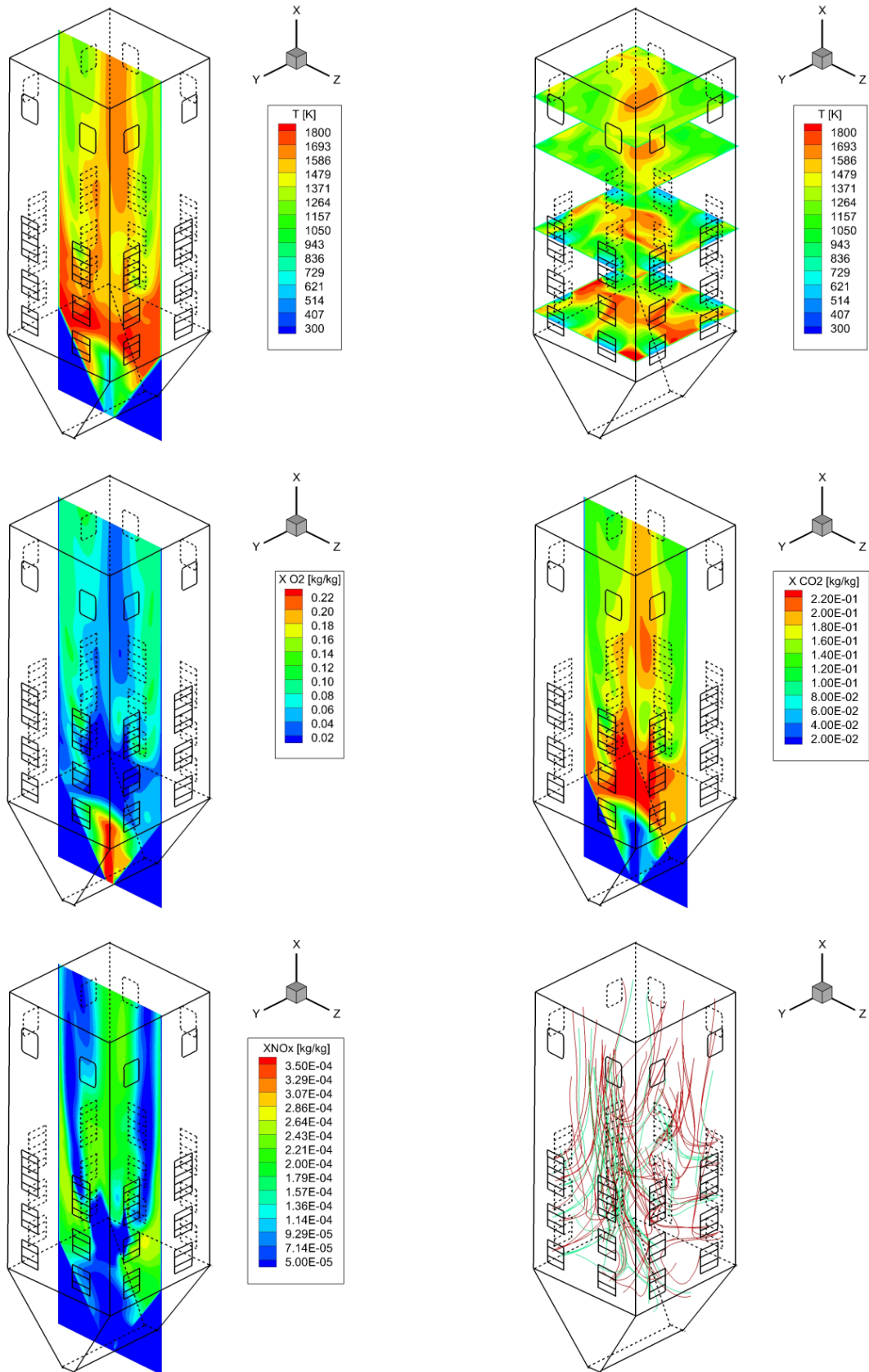
У случају ТС-5-6-N1-1 излазна температура из ложишта (1022 °C) је знатно нижа од температуре у референтном ТС-5-6-N1. У случају ТС-5-6-N1-2 се услед различите укупне количине горива и ваздуха које се уводе у ложиште (као и веће количине терцијарног ваздуха) у односу на претходне случајеве, пламен помера ка већим висинама, док је због боље изолованости ложишта од присиса штетног ваздуха извршена мања размена топлоте ложишта са околином, па је добијена висока излазна температура димних гасова (1075 °C). Овако ниске или високе температуре гаса на излазу ложишта могу даље да наруше ефикасан и сигуран рад прегрејача и накнадних прегрејача паре у циљу добијања пројектованих параметара паре.



Слика 6-23. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-6-N1.



Слика 6-24. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-6-N1-1.



Слика 6-25. Поља температуре, кисеоника, угљен-диоксида и азотних оксида и трајекторије честица угља (црвене) и биомасе (зелене) за ТС-5-6-N1-2.

На крају овог поглавља, на основу резултата параметарских прорачуна може се констатовати да су од анализираних тест-случајева оптимални ТС-5-6, односно ТС-5-6-N1 (зависно од садржаја азота у угљу). У случају ТС-5-6-N1, добијена је виша температура за 8 °C и нижа емисија NO_x за 49,7% у односу на почетни ТС-1 (без косагоревања). Такође у ТС-5-6-N1 добијени су релативно низак проценат честица који падају у левак и релативно висок масени степен сагорелости сагорљиве масе честица на излазу ложишта.

Анализирани процеси и погонске ситуације у ложишту би се могли и даље оптимизовати, подешавањем улазних количина ваздуха и горива и њихове расподеле по горионичким етажама.

На основу параметарске анализе може се закључити да развијени математички модел на задовољавајући начин описује сложене процесе при директном косагоревању угља са биомасом у ложишту предметног енергетског парног котла.

Процену енергетске ефикасности котла након примењеног поступка директног косагоревања могуће је спровести термичким прорачуном парног котла [125].

7. ЗАКЉУЧАК

Основни мотив за истраживање поступка косагоревања угља и биомасе у котловима на угаљ представља могућност смањења штетних емисија и искоришћења биомасе као обновљивог извора енергије. Захваљујући чињеници да се за производњу електричне енергије угаљ користи углавном у својој спрашеној форми, нагласак је на косагоревању спрашене биомасе и угља.

У дисертацији је приказан развој математичког модела и рачунарског кода за симулацију турбулентних транспортних процеса и хемијских реакција у ложишту на спрашени угаљ при директном косагоревању са биомасом. Значајна мотивација за рад је и што управо развој сопственог комплексног модела процеса представља најбољи начин за стицање знања и искустава у области моделирања и нумеричких симулација.

Пре развоја сложеног математичког модела на основу доступне литературе истраживани су концепти, предности и проблеми при поступку директног косагоревања спрашеног угља и биомасе, а затим су анализирани приступи моделирању струјно-термичких процеса и реакција при сагоревању и косагоревању спрашених горива у ложиштима.

Развијени математички модел процеса косагоревања обухвата систем парцијалних диференцијалних једначина за гасовиту фазу у Euler-овом пољу (које описују законе одржања масе, количине кретања и енергије), док је присуство дисперзне (чврсте) фазе дефинисано помоћу Lagrange-овог приступа. За затварање система Reynolds-ових једначина турбулентног струјања гаса изабран је стандардан k - ϵ модел турбуленције. Утицај чврсте фазе на гасовиту је узет у обзир преко посебних изворних чланова у транспортним једначинама за гас, док је утицај турбуленције флуида на дисперзију честица дефинисан увођењем дифузионе брзине честице. Усвојено је да су честице угља сферног облика у предложеном моделу. За разлику од честица угља, честице биомасе су релативно великих димензија и несферичних облика. Одступање честица биомасе од сферног облика значајно утиче на кретање и сагоревање честица у ложишту, што је узето у обзир дефинисањем фактора облика и корекционог фактора. Битна одлика развијеног математичког модела је и што описује појединачне фазе сложеног процеса сагоревања спрашеног чврстог горива (издвајање влаге,

деволатилизација, сагоревање волатила и сагоревање коксног остатка) различитих карактеристика.

Нумеричко решавање комплексног математичког модела је извршено применом сопственог развијеног програмског кода у FORTRAN-у. Након изведених нумеричких симулација, као резултат се добијају поља међусобно спрегнутих променљивих у ложишту, која омогућавају даљу анализу и оптимизацију процеса.

Валидација развијеног модела изведена је посебно за сагоревање угљеног праха, затим за сагоревање спрашене биомасе, и на крају за случај косагоревања спрашеног угља и биомасе. Провера развијеног математичког модела извршена је поређењем нумеричких резултата са доступним експерименталним подацима у цилиндричном реактору снаге 150 kW са вртложним гориоником за сагоревање спрашених горива у лету. Добијена су сасвим задовољавајућа слагања резултата нумеричких симулација са референтним мерењима у реактору, поготово с обзиром на комплексност анализираних процеса и разматраног модела. За величине за које нису постојали референтни експериментални подаци, извршена је квалитативна нумеричка анализа и утврђено је да модел даје физички логичне одговоре на промену разматраних параметара.

Помоћу нумеричких експеримената, употребом сопственог развијеног рачунарског кода, изведена је оптимизација комплексних процеса током директног косагоревања спрашеног лигнита са пшеничном сламом у ложишту енергетског парног котла ТЕ „Костолац” Б-2, са тангенцијалним распоредом горионика, узимајући у обзир смањење емисије гасовитих полутаната и повећање ефикасности сагоревања. Параметарска анализа је извршена са посебним освртом на утицајне факторе у предметном ложишту, као што су: величина и облик честица биомасе, термални удео биомасе при косагоревању са угљем, локације и начин уношења биомасе у ложиште, расподела горива (угља и биомасе) и ваздуха по етажама горионика, као и садржај азота у угљеном праху.

Анализирани тест-случајеви косагоревања угљеног праха и спрашене биомасе упоређени су са референтним тест-случајем сагоревања лигнита, узимајући у обзир вредности емисија NO_x и средње температуре димних гасова на излазу из ложишта, масени степен сагорелости честица на излазу и масени проток

честица које падају у левак ложишта. Нумеричким експериментима, посебно и детаљно су испитивани утицаји:

- термалног удела и финоће мљења (величине честица) биомасе,
- начина уношења биомасе у ложиште и њене дистрибуције по горионичким етажама,
- неправилности облика честица биомасе при косагоревању,
- садржаја азота у лигниту у спрези са расподелом горива и ваздуха по етажама горионика.

У најповољнијим тест-случајевима косагоревања од анализираних (са 10% термалног удела биомасе и средњим пречником честице биомасе од 500 μm), добијене су за 8 °C више средње температуре димног гаса на излазу из ложишта и 49,7% нижа емисија NO_x за двоструко нижи садржај азота у спрашеном лигниту у односу на референтни случај без косагоревања, односно за 18,2% нижа емисија NO_x за исти садржај азота у угљеном праху. Такође, у овим оптималним тест-случајевима добијени су релативно низак проценат честица које падају у левак и релативно висок масени степен сагорелости честица на излазу из ложишта, што подразумева мање губитке услед механичке непотпуности сагоревања у шљаци и пепелу. Паралелно са температуром димног гаса на излазу из ложишта, анализирани су и геометрија и положај пламена, који такође имају велики утицај при раду котла. У раду се наглашава и показује да разматрани проблем није једнозначан, већ да је комплексан и зависи од много утицаја који се морају узети у обзир при анализи и оптимизацији поступка косагоревања, као што су: формиран централни вртлог у ложишту; количине и расподеле горива и ваздуха које се уводе у ложиште; шема рада, односно искључености горионика; пречници, облици и трајекторије честица итд.

Развијени модел представља добру основу за даља истраживања процеса директног косагоревања и омогућава анализу ширег опсега спрашених горива, тј. угља и биомасе, а истовремено је релативно једноставан за ефикасну практичну примену. Спроведеном параметарском анализом значајно је подигнут ниво анализе и познавања комплексних процеса и параметара који контролишу поступак директног косагоревања спрашеног угља са биомасом у ложиштима енергетских котлова.

Треба истаћи да се по први пут у нашој земљи приступило развоју сложеног математичког модела и нумеричкој оптимизацији процеса при директном косагоревању спрашених горива (угља и биомасе) у веома сложеним условима рада реалног ложишта енергетског парног котла.

С једне стране, развијени математички модел, нумерички поступак и рачунарски код могу се користити у научно-истраживачке сврхе ради даљих усавршавања модела и оптимизације процеса. С друге стране, добијени резултати дисертације имају практични значај пошто могу послужити као „база знања” и стручна подршка потенцијаним експертским групама истраживача и инжењера, које би у оквиру сарадње допринеле увођењу технологије косагоревања биомасе у постојеће термоелектране на угаљ, у циљу повећања енергетске и еколошке ефикасности процеса, као и модернизације, ревитализације и продужења радног века домаћих термоенергетских блокова.

Рад на даљем усавршавању математичког модела могао би се одвијати у више праваца као што су:

- моделирање загревања честица узимајући у обзир неуниформност расподеле температуре унутар честица горива (изражена код биомасе због релативно великих димензија),
- усавршавање подмодела деволатилизације спрашених горива, посебно с обзиром на веома разнолик састав биомасе,
- унапређење модела двофазног гас-честице турбулентног струјања и хетерогених реакција сагоревања за несферичне честице биомасе различитог облика,
- одређивање поузданих база података за кинетику ослобађања и сагоревања волатила, као и кинетику оксидације коксног остатка спрашених горива.

За практичну примену поступка директног косагоревања спрашених горива, од великог значаја би била додатна нумеричка анализа утицајних параметара, као што су:

- карактеристике процеса косагоревања при коришћењу различитих врста биомасе,
- даља оптимизација количине и расподеле ваздуха и спрашених горива,

- уношење спрашене биомасе у ложиште преко алтернативних посебних горионика,
- анализа поступка косагоревања при различитим оптерећењима парног котла и
- анализа рада ложишта при косагоревању угља и биомасе у комбинацији са методама за смањење емисије сумпорних и азотних оксида.

ПРЕГЛЕД ОЗНАКА

A_i	- предекспоненцијални фактори у Arrhenius-овим изразима за брзине реакције (исправање влаге, деволатилизација...) [s^{-1}]
A_{fu}	- коефицијент за хомогене реакције [-]
A_p	- површина попречног пресека честице [m^2]
A_g	- специфична унутрашња површина честице коксног остатка [m^2]
a	- коефицијент хомогених реакција [-]
a_i	- коефицијенти диферентне једначине [$kg s^{-1}$]
b	- коефицијент расипања зрачења уназад [-]
b	- коефицијент хомогених реакција [-]
b_i	- коефицијенти за одређивање C_D [-]
C	- конвективни коефицијент диферентне једначине [$kg s^{-1}$]
C_D	- аеродинамички коефицијент отпора релативном кретању чест. [-]
c_p, c_{pp}	- специфични топлотни капацитет гаса и специфична топлота честице (у функцији апсолутне температуре гаса) [$J kg^{-1} K^{-1}$]
c	- коефицијент хомогених реакција [-]
$C_\mu, C_D, C_{\varepsilon(1-3)}$	- константе у $k - \varepsilon$ моделу турбуленције [-]
D	- дифузиони коефицијент диферентне једначине [$kg s^{-1}$]
D	- молекуларна дифузивност [$m^2 s^{-1}$]
D_o	- дифузиони параметар трансфера масе при сагоревању коксног остатка [$kg m^{-2} s^{-1} Pa^{-1}$]
Da	- Damköhler-ов број [-]
d_p	- пречник честице [m]
E, E_h	- енергије активације [$J mol^{-1}$]
F_i	- тотални флукекси радијације у одређеним правцима [$W m^{-2}$]
f_i	- јединичне масене силе које делују на флуидни делић [$N kg^{-1}$]
$f_{v,0}$	- почетни масени удео волатила у честици [-]
$f_{w,0}$	- почетни масени удео влаге у честици [-]

f	- коефицијент расипања зрачења унапред [-]
G_k	- продукција турбулентне кинетичке енергије [$J m^{-3} s^{-1}$], [$kg m^{-1} s^{-3}$]
\vec{g}	- убрзање земљине теже [$m s^{-2}$]
H_d	- доња топлотна моћ [$J kg^{-1}$]
H_g	- горња топлотна моћ [$J kg^{-1}$]
h	- статичка енталпија гаса [$J kg^{-1}$]
h_p	- енталпија честице [$J kg^{-1}$]
h_{pg}	- енталпија гаса који „напушта” честицу [$J kg^{-1}$]
h	- коефицијент прелаза топлоте [$W m^{-2} K^{-1}$]
I_b	- флуks зрачења црног тела [$W m^{-2}$]
K_t	- тотални коефицијент слабљења зрачења [m^{-1}]
K_a	- коефицијент апсорпције зрачења [m^{-1}]
K_s	- коефицијент расипања зрачења [m^{-1}]
k	- турбулентна кинетичка енергија [$m^2 s^{-2}$]
k_r, k_d	- кинетичка и дифузиона брзина сагоревања коксног остатка [$m s^{-1}$]
k_{vol}	- кинетичка брзина издвајања волатила [$m s^{-1}$]
M	- моларна маса [$kg mol^{-1}$]
m_{ash}	- масени садржај пепела у честици [kg]
m_p	- маса честице [kg]
$m_{p,0}$	- почетна маса честице [kg]
Nu	- Nusselt-ов број [-]
N_p	- концентрација (густина броја) честица [m^{-3}]
\dot{N}_{ij}	- проток броја честица [s^{-1}]
n	- коефицијент полидисперзности [-]
P	- временски осредњена вредност апсолутног притиска [Pa]
p	- тренутна вредност апсолутног притиска [Pa]
p	- масени удео волатила при деволатилизацији на основу техничке анализе [-]

$p_{\text{ок}}$	- парцијални притисак оксиданта у околном гасу [Pa]
Pe	- Peclet-ов број [-]
Pr	- Prandtl-ов број [-]
\dot{Q}_c	- топлотни флуks конвекцијом [W]
\dot{Q}_r	- топлотни флуks радијацијом [W]
\dot{Q}_v	- топлотни флуks испаравања [W]
\dot{q}_c	- специфични конвективни топлотни флуks [W m ⁻²]
\dot{q}_r	- специфични радијациони топлотни флуks [W m ⁻²]
\dot{q}_w	- специфични конвективни топлотни флуks на зиду [W m ⁻²]
\dot{q}_{rg}	- просторни флуks топлотног зрачења који емитује и апсорбује гасна фаза [W m ⁻³]
\dot{q}_{rp}	- просторни флуks топлотног зрачења који емитује и апсорбује дисперзна фаза [W m ⁻³]
\dot{q}_i	- вектор специфичног топлотног флуksа провођења топлоте [W m ⁻²]
q	- јединични масени извор/понор топлоте [J kg ⁻¹]
\mathfrak{R}_c	- параметар брзине при сагоревању коксног остатка [kg m ⁻² s ⁻¹ Pa ⁻¹]
$\mathfrak{R}_1, \mathfrak{R}_2$	- две брзине (енгл. competing rates) процеса деволатилизације [s ⁻¹]
Re	- Reynolds-ов број [-]
R	- универзална гасна константа [J mol ⁻¹ K ⁻¹]
Re_p	- Reynolds-ов број релативног кретања [-]
$r_{p,i}$	- брзина промене масе честице услед испаравања влаге, издвајања волатила и сагоревања фиксног угљеника коксног остатка [kg s ⁻¹]
r	- радијална координата [m]
Sh	- Sherwood-ов број [-]
s	- коефицијент расипања зрачења бочно [-]
s	- стехиометријски коефицијент [-]
S_p^m	- изворни члан за размену масе између фаза услед хемијских реакција [kg m ⁻³ s ⁻¹]
$S_p^{u_i}$	- извор услед сила отпора релативном кретању честица [kg m ⁻² s ⁻²]

S_p^k	- извор турбулентне кинетичке енергије услед флукуација силе отпора релативном кретању [$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-3}$]
S_p^ε	- извор дисипације турбулентне кинетичке енергије услед флукуација силе отпора релативном кретању [$\text{kg m}^{-1} \text{s}^{-4}$]
S_p^h	- изворни члан услед размене топлоте са дисперзном фазом [W m^{-3}]
$S_{\text{pvol},\text{O}_2}^m, S_{\text{pc},\text{O}_2}^m$	- изворни чланови за потрошњу O_2 услед сагоревања волатила и коксног остатка [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{pvolCO}_2}^m$	- изворни члан CO_2 услед издвајања волатила [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{psagCO},\text{CO}_2}^m$	- изворни члан CO_2 услед сагоревања CO [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{psagCH}_4,\text{CO}_2}^m$	- изворни члан CO_2 услед сагоревања CH_4 [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{pc},\text{CO}_2}^m$	- изворни члан CO_2 услед сагоревања коксног остатка [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{pvlageH}_2\text{O}}^m$	- изворни члан H_2O услед испуштања влаге [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{pvolH}_2\text{O}}^m$	- изворни члан H_2O услед ослобађања волатила [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{psagH}_2,\text{H}_2\text{O}}^m$	- изворни члан H_2O услед сагоревања H_2 [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{psagCH}_4,\text{H}_2\text{O}}^m$	- изворни члан H_2O услед сагоревања CH_4 [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{pvolH}_2}^m$	- изворни члан H_2 услед ослобађања волатила [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{psagH}_2}^m$	- понорни члан услед сагоревања H_2 [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{pvolCH}_4}^m$	- изворни члан CH_4 услед ослобађања волатила [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{psagCH}_4}^m$	- понорни члан услед сагоревања CH_4 [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
S_{pvolCO}^m	- изворни члан CO услед ослобађања волатила [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
S_{psagCO}^m	- понорни члан услед сагоревања CO [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
S_{pvolHCN}^m	- изворни члан HCN услед ослобађања волатила [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{NO(терм)}}$	- члан за формирање и деструкцију термичког NO услед оксидације азота из ваздуха за сагоревање [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]
$S_{\text{NO(гор)}}^{\text{форм.}}$	- изворни члан за формирање горивог NO услед оксидације азота везаног у гориву [$\text{kg m}^{-3} \text{s}^{-1}$]

$S_{NO(гор)}^{дестр.}$	- понорни члан деструкције горивог NO [$kg\ m^{-3}\ s^{-1}$]
S^{Φ}	- изворни члан за променљиву Φ (при дискретизацији)
T, T_{gas}	- температура димног гаса [K]
T_p	- температура честице [K]
T_{sur}	- температура површине честице [K]
T_w	- температура зида [K]
t	- време [s]
\vec{u}	- вектор брзине гасне фазе [$m\ s^{-1}$]
\vec{U}	- вектор временски осредњене брзине гасне фазе [$m\ s^{-1}$]
U, V, W	- временски осредњене вредности компонената брзине [$m\ s^{-1}$]
$\overline{\rho u_i u_j}$	- компоненте Reynolds-ових напона [$kg\ m^{-1}\ s^{-2}$]
u, v, w	- тренутне вредности компонената брзине [$m\ s^{-1}$]
u', v', w'	- флукуационе вредности компонената брзине [$m\ s^{-1}$]
\vec{u}_p	- вектор брзине честице [$m\ s^{-1}$]
\vec{U}_p	- вектор временски осредњене брзине честице [$m\ s^{-1}$]
\vec{U}_{pc}	- конвективни део вектора просечне брзине честице [$m\ s^{-1}$]
\vec{U}_{pd}	- дифузиони део вектора просечне брзине честице [$m\ s^{-1}$]
V	- запремина [m^3]
V	- принос масеног удела волатила при деволатилизацији (помоћу Merrick-овог модела) [-]
x	- аксијална координата [m]
x_A	- масени удео компоненте „A” у гасној смеси [$kg\ kg^{-1}$]
x_{mol}	- моларна концентрација [$mol\ m^{-3}$]
Y_d	- месена фракција честица већих од честица са пречником d_p [-]
y^+	- бездимензиона координата [-]
<i>Грчка слова</i>	
α	- топлотна дифузивност [$m^2\ s^{-1}$]
α_1, α_2	- стехиометријски параметри приноса волатила [-]

Γ_p	- коефицијент турбулентне дифузије честица [$m^2 s^{-1}$]
Γ_Φ	- транспортни коефицијент дифузије за варијаблу Φ
δ_{ij}	- Kronecker-ов делта оператор [-]
ε	- дисипација кинетичке енергије турбуленције [$m^2 s^{-3}$]
ε_p	- емисивност честице [-]
Θ	- фактор облика честица [-]
η	- фактор ефективности [-]
μ	- динамичка вискозност [$kg m^{-1} s^{-1}$], [Pa s]
λ	- коефицијент провођења топлоте [$W m^{-1} K^{-1}$]
ν	- кинематска вискозност [$m^2 s^{-1}$]
ν'_p	- турбулентна дифузивност честица [$m^2 s^{-1}$]
ρ	- густина гаса [$kg m^{-3}$]
ρ_p	- густина честице [$kg m^{-3}$]
σ	- Prandtl-Schmidt-ов број [-]
σ	- Stefan-Boltzmann-ова константа [$W m^{-2} K^{-4}$]
τ_p	- време релаксације честице [s]
τ_t	- Lagrange-ов интегрални временски размер турбуленције [s]
τ_r	- време за које честица прође кроз карактеристичан вртлог [s]
τ_{ij}	- тензор вискозних (смичућих) напона [$N m^{-2}$]
τ_w	- смицајни напон на зиду ложишта [$N m^{-2}$]
Φ	- општа променљива
φ	- угаона координата [rad]
ϕ_{en}	- корекциони фактор услед несферичности честица [-]
$\dot{\Omega}_c$	- брзина хомогене реакције [$kg m^{-3} s^{-1}$]
$\dot{\Omega}_{ch}$	- кинетичка брзина хомогених реакција [$kg m^{-3} s^{-1}$]
$\dot{\Omega}_{ct}$	- брзина турбулентног мешања хомогених реакција [$kg m^{-3} s^{-1}$]

ЛИТЕРАТУРА

- [1] European Commission, “2030 Climate & Energy Framework,” 2015. [Online]. Available: http://ec.europa.eu/clima/policies/strategies/2030/index_en.htm.
- [2] “Nacionalni Akcioni Plan za Korišćenje Obnovljivih Izvora Energije Republike Srbije,” Ministarstvo energetike, razvoja i zaštite životne sredine, Srbija, 2013.
- [3] “Akcioni plan za biomasu 2010 - 2012.,” Ministarstvo rudarstva i energetike, Srpsko-Holandski projekat na nivou vlada o biomasi, Srbija, 2010.
- [4] E. A. Sondreal *et al.*, *Review of advances in combustion technology and biomass cofiring*, vol. 71, no. 1–3. 2001.
- [5] T. Nussbaumer, “Combustion and Co-combustion of Biomass: Fundamentals, Technologies, and Primary Measures for Emission Reduction,” *Energy and Fuels*, vol. 17, no. 6, pp. 1510–1521, 2003.
- [6] S. van Loo and J. Koppejan, *Biomass Combustion & Co-firing*. Earthscan, 2008.
- [7] C. Briens, J. Piskorz, and F. Berruti, “Biomass Valorization for Fuel and Chemicals Production - A Review,” *Int. J. Chem. React. Eng.*, vol. 6, no. 1, pp. 1–49, Jan. 2008.
- [8] Г. Ступар, “Моделирање процеса у енергетском парном котлу са вишестепеним довођењем ваздуха по висини ложишта,” Универзитет у Београду, Машински факултет, 2016.
- [9] A. Gani, K. Morishita, K. Nishikawa, and I. Naruse, “Characteristics of Co-combustion of Low-Rank Coal with Biomass,” *Energy & Fuels*, vol. 19, no. 4, pp. 1652–1659, Jul. 2005.
- [10] A. Demirbas, “Combustion characteristics of different biomass fuels,” *Prog. Energy Combust. Sci.*, vol. 30, no. 2, pp. 219–230, 2004.
- [11] E. G. A. Forbes, D. L. Easson, G. A. Lyons, and W. C. McRoberts, “Physico-chemical characteristics of eight different biomass fuels and comparison of combustion and emission results in a small scale multi-fuel boiler,” *Energy Convers. Manag.*, vol. 87, pp. 1162–1169, Nov. 2014.
- [12] A. Demirbas, “Potential applications of renewable energy sources, biomass combustion problems in boiler power systems and combustion related environmental issues,” *Prog. Energy Combust. Sci.*, vol. 31, no. 2, pp. 171–192, Jan. 2005.

- [13] B. Jenkins, L. Baxter, T. Miles, and T. Miles, "Combustion properties of biomass," *Fuel Process. Technol.*, vol. 54, no. 1–3, pp. 17–46, Mar. 1998.
- [14] S. Belosevic, "Modeling Approaches to Predict Biomass Co-firing with Pulverized Coal," *Open Thermodyn. J.*, vol. 4, no. 2, pp. 50–70, May 2010.
- [15] J. Dai, S. Sokhansanj, J. R. Grace, X. Bi, C. J. Lim, and S. Melin, "Overview and some issues related to co-firing biomass and coal," *Can. J. Chem. Eng.*, vol. 86, no. 3, pp. 367–386, 2008.
- [16] J. Werther, M. Saenger, E.-U. Hartge, T. Ogada, and Z. Siagi, "Combustion of agricultural residues," *Fuel Energy Abstr.*, vol. 41, no. 5, p. 308, Sep. 2000.
- [17] J. Singh, "Management of the agricultural biomass on decentralized basis for producing sustainable power in India," *J. Clean. Prod.*, vol. 142, pp. 3985–4000, Jan. 2017.
- [18] S. V. Vassilev, C. G. Vassileva, and V. S. Vassilev, "Advantages and disadvantages of composition and properties of biomass in comparison with coal: An overview," *Fuel*, vol. 158, pp. 330–350, Oct. 2015.
- [19] A. Bharadwaj, L. L. Baxter, and A. L. Robinson, "Effects of intraparticle heat and mass transfer on biomass devolatilization: Experimental results and model predictions," *Energy and Fuels*, vol. 18, no. 4, pp. 1021–1031, 2004.
- [20] S. V. Vassilev, D. Baxter, L. K. Andersen, and C. G. Vassileva, "An overview of the chemical composition of biomass," *Fuel*, vol. 89, no. 5, pp. 913–933, May 2010.
- [21] L. Baxter, "Biomass-coal co-combustion: opportunity for affordable renewable energy," *Fuel*, vol. 84, no. 10, pp. 1295–1302, Jul. 2005.
- [22] S. G. Sahu, N. Chakraborty, and P. Sarkar, "Coal–biomass co-combustion: An overview," *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 39, pp. 575–586, Nov. 2014.
- [23] R. I. Backreedy, L. M. Fletcher, J. M. Jones, L. Ma, M. Pourkashanian, and A. Williams, "Co-firing pulverised coal and biomass: a modeling approach," *Proc. Combust. Inst.*, vol. 30, no. 2, pp. 2955–2964, Jan. 2005.
- [24] G. Lu, Y. Yan, S. Cornwell, M. Whitehouse, and G. Riley, "Impact of co-firing coal and biomass on flame characteristics and stability," *Fuel*, vol. 87, no. 7, pp. 1133–1140, Jun. 2008.
- [25] T. G. Bridgeman, J. M. Jones, I. Shield, and P. T. Williams, "Torrefaction of reed

- canary grass, wheat straw and willow to enhance solid fuel qualities and combustion properties,” *Fuel*, vol. 87, no. 6, pp. 844–856, May 2008.
- [26] M. V. Gil, R. García, C. Pevida, and F. Rubiera, “Grindability and combustion behavior of coal and torrefied biomass blends,” *Bioresour. Technol.*, vol. 191, pp. 205–212, Sep. 2015.
- [27] T.-Y. Mun, T. Z. Tumsa, U. Lee, and W. Yang, “Performance evaluation of co-firing various kinds of biomass with low rank coals in a 500 MWe coal-fired power plant,” *Energy*, vol. 115, pp. 954–962, Nov. 2016.
- [28] W. Chen, S. Du, C. Tsai, and Z. Wang, “Torrefied biomasses in a drop tube furnace to evaluate their utility in blast furnaces,” *Bioresour. Technol.*, vol. 111, pp. 433–438, May 2012.
- [29] P. Plaza, A. J. Griffiths, N. Syred, and T. Rees-Gralton, “Use of a Predictive Model for the Impact of Cofiring Coal/Biomass Blends on Slagging and Fouling Propensity,” *Energy & Fuels*, vol. 23, no. 7, pp. 3437–3445, Jul. 2009.
- [30] M. Sami, K. Annamalai, and M. Wooldridge, “Co-firing of coal and biomass fuel blends,” *Progress Energy Combust. Sci.*, vol. 27, pp. 171–214, 2001.
- [31] J. Li, M. C. Paul, P. L. Younger, I. Watson, M. Hossain, and S. Welch, “Combustion Modelling of Pulverized Biomass Particles at High Temperatures,” *Energy Procedia*, vol. 66, no. 0, pp. 273–276, 2015.
- [32] K. Savolainen, “Co-firing of biomass in coal-fired utility boilers,” *Appl. Energy*, vol. 74, no. 3–4, pp. 369–381, Mar. 2003.
- [33] C. Ghenai and I. Janajreh, “CFD analysis of the effects of co-firing biomass with coal,” *Energy Convers. Manag.*, vol. 51, no. 8, pp. 1694–1701, Aug. 2010.
- [34] S. R. Gubba *et al.*, “Numerical modelling of the co-firing of pulverised coal and straw in a 300MWe tangentially fired boiler,” *Fuel Process. Technol.*, vol. 104, pp. 181–188, Dec. 2012.
- [35] X. Wang *et al.*, “Experimental investigation on biomass co-firing in a 300MW pulverized coal-fired utility furnace in China,” *Proc. Combust. Inst.*, vol. 33, no. 2, pp. 2725–2733, Jan. 2011.
- [36] H. Gao, A. Runstedtler, A. Majeski, P. Boisvert, and D. Campbell, “Optimizing a woodchip and coal co-firing retrofit for a power utility boiler using CFD,” *Biomass and Bioenergy*, vol. 88, pp. 35–42, May 2016.

- [37] E. Karampinis, N. Nikolopoulos, A. Nikolopoulos, P. Grammelis, and E. Kakaras, "Numerical investigation Greek lignite/cardoon co-firing in a tangentially fired furnace," *Appl. Energy*, vol. 97, pp. 514–524, 2012.
- [38] J. Pallarés, A. Gil, C. Cortés, and C. Hecce, "Numerical study of co-firing coal and *Cynara cardunculus* in a 350 MWe utility boiler," *Fuel Process. Technol.*, vol. 90, no. 10, pp. 1207–1213, Oct. 2009.
- [39] N. Nikolopoulos *et al.*, "Parametric investigation of a renewable alternative for utilities adopting the co-firing lignite/biomass concept," *Fuel*, vol. 113, pp. 873–897, Nov. 2013.
- [40] J. Li, A. Brzdekiewicz, W. Yang, and W. Blasiak, "Co-firing based on biomass torrefaction in a pulverized coal boiler with aim of 100% fuel switching," *Appl. Energy*, vol. 99, pp. 344–354, Nov. 2012.
- [41] M. Losurdo, R. Korbee, B. Venneker, J. Kiel, and H. Spliethoff, "Ash and fouling deposition in pulverized co-firing biomass burners : CFD ash deposition modelling .," in *ECCOMAS Thematic Conference on Computational Combustion, Lisabon, Portugal, June 21- 24, 2005, pp. 1-17*.
- [42] M. U. Garba, D. B. Ingham, L. Ma, M. U. Degereji, M. Pourkashanian, and A. Williams, "Modelling of deposit formation and sintering for the co-combustion of coal with biomass," *Fuel*, vol. 113, pp. 863–872, Nov. 2013.
- [43] A. M. Eaton, L. D. Smoot, S. C. Hill, and C. N. Eatough, "Components, formulations, solutions, evaluation, and application of comprehensive combustion models," *Prog. Energy Combust. Sci.*, vol. 25, no. 4, pp. 387–436, Aug. 1999.
- [44] A. Williams, M. Pourkashanian, and J. M. Jones, "Combustion of pulverised coal and biomass," *Prog. Energy Combust. Sci.*, vol. 27, no. 6, pp. 587–610, Jan. 2001.
- [45] F. Tabet and I. Gökalp, "Review on CFD based models for co-firing coal and biomass," *Renew. Sustain. Energy Rev.*, vol. 51, pp. 1101–1114, Nov. 2015.
- [46] C. T. Crowe, M. P. Sharma, and D. E. Stock, "The Particle-Source-In Cell (PSI-CELL) Model for Gas-Droplet Flows," *J. Fluids Eng.*, vol. 99, no. 2, p. 325, 1977.
- [47] C. Yin, L. Rosendahl, and S. K. Kær, "Towards a better understanding of

- biomass suspension co-firing impacts via investigating a coal flame and a biomass flame in a swirl-stabilized burner flow reactor under same conditions,” *Fuel Process. Technol.*, vol. 98, pp. 65–73, Jun. 2012.
- [48] A. Haider and O. Levenspiel, “Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Nonspherical Particles,” *Powder Technology*, vol. 58, pp. 63–70, 1989.
- [49] C. Yin, L. Rosendahl, S. Knudsen Kær, and H. Sørensen, “Modelling the motion of cylindrical particles in a nonuniform flow,” *Chem. Eng. Sci.*, vol. 58, no. 15, pp. 3489–3498, Aug. 2003.
- [50] G. H. Ganser, “A rational approach to drag prediction of spherical and nonspherical particles,” *Powder Technol.*, vol. 77, no. 2, pp. 143–152, Nov. 1993.
- [51] S. R. Gubba, L. Ma, M. Pourkashanian, and A. Williams, “Influence of particle shape and internal thermal gradients of biomass particles on pulverised coal/biomass co-fired flames,” *Fuel Process. Technol.*, vol. 92, no. 11, pp. 2185–2195, Nov. 2011.
- [52] H. Lu, E. Ip, J. Scott, P. Foster, M. Vickers, and L. L. Baxter, “Effects of particle shape and size on devolatilization of biomass particle,” *Fuel*, vol. 89, no. 5, pp. 1156–1168, May 2010.
- [53] D. Gera, M. P. Mathur, M. C. Freeman, and A. Robinson, “Effect of Large Aspect Ratio of Biomass Particles on Carbon Burnout in a Utility Boiler,” *Energy & Fuels*, vol. 16, no. 6, pp. 1523–1532, Nov. 2002.
- [54] L. Ma, M. Gharebaghi, R. Porter, M. Pourkashanian, J. M. Jones, and A. Williams, “Modelling methods for co-fired pulverised fuel furnaces,” *Fuel*, vol. 88, no. 12, pp. 2448–2454, Dec. 2009.
- [55] L. Ma, J. M. Jones, M. Pourkashanian, and A. Williams, “Modelling the combustion of pulverized biomass in an industrial combustion test furnace,” *Fuel*, vol. 86, no. 12–13, pp. 1959–1965, Aug. 2007.
- [56] L. Smith, S. Douglass, T. Fletcher, and R. Pugmire, *The structure and reaction processes of coal*. New York: Plenum Press, 1994.
- [57] A. Sharma, V. Pareek, and D. Zhang, “Biomass pyrolysis—A review of modelling, process parameters and catalytic studies,” *Renew. Sustain. Energy*

- Rev., vol. 50, pp. 1081–1096, Oct. 2015.
- [58] Fluent Inc., “21.3.5 Law 4: Devolatilization,” 2003. [Online]. Available: <http://jullio.pe.kr/fluent6.1/help/html/ug/node669.htm>. [Accessed: 22-Feb-2017].
- [59] S. Badzioch and P. G. W. Hawksley, “Kinetics of Thermal Decomposition of Pulverized Coal Particles,” *Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev.*, vol. 9, no. 4, pp. 521–530, Oct. 1970.
- [60] H. Kobayashi, J. B. Howard, and A. F. Sarofim, “Coal devolatilization at high temperatures,” *Symp. Combust.*, vol. 16, no. 1, pp. 411–425, Jan. 1977.
- [61] N. Hashimoto, R. Kurose, S.-M. Hwang, H. Tsuji, and H. Shirai, “A numerical simulation of pulverized coal combustion employing a tabulated-devolatilization-process model (TDP model),” *Combust. Flame*, vol. 159, no. 1, pp. 353–366, Jan. 2012.
- [62] T. H. Fletcher, A. R. Kerstein, R. J. Pugmire, and D. M. Grant, “Chemical percolation model for devolatilization. 2. Temperature and heating rate effects on product yields,” *Energy & Fuels*, vol. 4, no. 1, pp. 54–60, Jan. 1990.
- [63] C. Sheng and J. L. T. Azevedo, “Modeling biomass devolatilization using the chemical percolation devolatilization model for the main components,” *Proc. Combust. Inst.*, vol. 29, no. 1, pp. 407–414, Jan. 2002.
- [64] D. Stojilković, *Azotni oksidi pri sagorevanju domaćih lignita*. Zadužbina Andrejević, 2001.
- [65] P. R. Solomon and M. A. Serio, “A characterization method and model for predicting coal conversion behaviour. Reply to Herod, A. and Kandiyoti, R. Fuel 1993, 72, 469,” *Fuel*, vol. 73, no. 8, p. 1371, Aug. 1994.
- [66] Y. Chen, S. Charpenay, A. Jensen, M. A. Wójtowicz, and M. A. Serio, “Modeling of biomass pyrolysis kinetics,” *Symp. Combust.*, vol. 27, no. 1, pp. 1327–1334, Jan. 1998.
- [67] S. Niksa, “Predicting the Devolatilization Behavior of any coal from its ultimate analysis,” *Combust. Flame*, vol. 100, no. 3, pp. 384–394, Feb. 1995.
- [68] S. Niksa, “Predicting the rapid devolatilization of diverse forms of biomass with bio-flashchain,” *Proc. Combust. Inst.*, vol. 28, no. 2, pp. 2727–2733, Jan. 2000.
- [69] W. P. Jones and R. P. Lindstedt, “Global reaction schemes for hydrocarbon combustion,” *Combust. Flame*, vol. 73, no. 3, pp. 233–249, Sep. 1988.

- [70] C. Yin, S. Kær, L. Rosendahl, and S. Hvis, "Modeling of pulverized coal and biomass co-firing in a 150 KW swirling-stabilized burner and experimental validation," in *Proceedings of the International Conference on Power Engineering*, 2009, vol. 9, pp. 305–310.
- [71] C. Yin, S. K. Kær, L. Rosendahl, and S. L. Hvid, "Co-firing straw with coal in a swirl-stabilized dual-feed burner: Modelling and experimental validation," *Bioresour. Technol.*, vol. 101, no. 11, pp. 4169–4178, Jun. 2010.
- [72] C. K. Westbrook and F. L. Dryer, "Simplified Reaction Mechanisms for the Oxidation of Hydrocarbon Fuels in Flames," *Combust. Sci. Technol.*, vol. 27, no. 1–2, pp. 31–43, Dec. 1981.
- [73] D. B. Spalding, "Development of the eddy-break-up model of turbulent combustion," *Symp. Combust.*, vol. 16, no. 1, pp. 1657–1663, Jan. 1977.
- [74] S. Belosevic, M. Sijercic, and P. Stefanovic, "A numerical study of pulverized coal ignition by means of plasma torches in air–coal dust mixture ducts of utility boiler furnaces," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 51, no. 7–8, pp. 1970–1978, Apr. 2008.
- [75] B. Magnussen, "On the structure of turbulence and a generalized eddy dissipation concept for chemical reaction in turbulent flow," in *19th Aerospace Sciences Meeting*, 1981, pp. 1–6.
- [76] S. Belošević, "Prilog modeliranju procesa u ložištu kotla za sagorevanje ugljenog praha," Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet, 2003.
- [77] C. Yin, L. Rosendahl, S. K. Kær, and T. J. Condra, "Use of numerical modeling in design for co-firing biomass in wall-fired burners," *Chem. Eng. Sci.*, vol. 59, no. 16, pp. 3281–3292, Aug. 2004.
- [78] Fluent Inc., "21.3.6 Law 5: Surface Combustion," 2003. [Online]. Available: <http://jullio.pe.kr/fluent6.1/help/html/ug/node670.htm>. [Accessed: 28-Feb-2017].
- [79] I. W. Smith, "The combustion rates of coal chars: A review," *Symp. Combust.*, vol. 19, no. 1, pp. 1045–1065, Jan. 1982.
- [80] L. D. Smoot and P. J. Smith, *Coal combustion and gasification*. New York: Plenum Press, 1985.
- [81] D. Stojiljković, M. Radovanović, M. Ercegovac, J. M. Jones, and A. Williams, "Devolatilisation of some pulverised Eastern European lignites," *J. Energy Inst.*,

- vol. 78, no. 4, pp. 190–195, Dec. 2005.
- [82] D. Merrick, “Mathematical models of the thermal decomposition of coal1. The evolution of volatile matter,” *Fuel*, vol. 62, no. 5, pp. 534–539, May 1983.
- [83] W. Xu and A. Tomita, “Effect of temperature on the flash pyrolysis of various coals,” *Fuel*, vol. 66, no. 5, pp. 632–636, May 1987.
- [84] D. Bradley, M. Lawes, H.-Y. Park, and N. Usta, “Modeling of laminar pulverized coal flames with speciated devolatilization and comparisons with experiments,” *Combust. Flame*, vol. 144, no. 1–2, pp. 190–204, Jan. 2006.
- [85] S. Čantrak, *Hidrodinamika*. Mašinski fakultet Beograd, 2005.
- [86] G. Hajdin, *Mehanika fluida*. Gradjevinska knjiga Beograd, 1983.
- [87] A. Milicevic, I. Tomanovic, B. Stankovic, S. Belosevic, and D. Tucakovic, “Izvođenje transportnih jednačina trodimenzionalnog neizoternog turbulentnog strujanja u cilindričnim koordinatama,” *TERMOTEHNIKA*, vol. 3, no. 1, pp. 1–24, 2016.
- [88] M. Sijerčić, *Matematičko modeliranje kompleksnih turbulentnih transportnih procesa*. Jugoslovensko društvo termičara i Institut za nuklearne nauke “Vinča,” 1998.
- [89] Ž. Stevanović, *Numerički aspekti turbulentnog prenošenja impulsa i toplote*. Niš: Grafika Galeb, 2008.
- [90] C.-M. Chu and S. W. Churchill, “Numerical Solution of Problems in Multiple Scattering of Electromagnetic Radiation,” *J. Phys. Chem.*, vol. 59, no. 9, pp. 855–863, Sep. 1955.
- [91] N. D. Crnomarković, S. V. Belošević, I. D. Tomanović, and A. R. Milićević, “Influence of the gray gases number in the weighted sum of gray gases model on the radiative heat exchange calculation inside pulverized coal-fired furnaces,” *Therm. Sci.*, vol. 20, pp. s197–s206, 2016.
- [92] N. Crnomarkovic, S. Belosevic, I. Tomanovic, and A. Milicevic, “Weighted sum of gray gases model optimization for numerical investigations of processes inside pulverized coal-fired furnaces,” *J. Therm. Sci.*, vol. 26, no. 6, pp. 552–559, Dec. 2017.
- [93] N. Crnomarković, “Prilog modeliranju prostorne distribucije zračenja u ložištu kotla za sagorevanje ugljenog praha,” Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet,

- 2012.
- [94] H. J. O, *Turbulence*. McGraw-Hill, 1975.
- [95] I. D. Tomanović, S. V. Belošević, A. R. Milićević, N. D. Crnomarković, and D. R. Tucaković, "Numerical tracking of sorbent particles and distribution during gas desulfurization in pulverized coal-fired furnace," *Therm. Sci.*, vol. 21, pp. S759–S769, 2017.
- [96] M. Sijercic, G. Zivkovic, and S. Oka, "The Comparasion of Stochastic and Diffusion Models of Dispersed Phase in Two-Phase Turbulent Flow," in *International Symposium on Two-Phase Flow Modeling and Experimentation*, 1995, pp. 375–383.
- [97] A. Milicevic *et al.*, "Zidne funkcije u jednačini za toplotnu energiju u okviru $k - \epsilon$ modela turbulencije," in *International Conference "Power Plants 2014,"* 2014, pp. 719–728.
- [98] A. Saljnikov, "Sagorevanje ugljenog praha u osnosimetričnom turbulentnom strujnom polju," Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet, 1998.
- [99] P. J. Reddy, *Clean Coal Technologies for Power Generation*. CRC Press/Belkema, 2014.
- [100] S. Belosevic, V. Beljanski, I. Tomanovic, N. Crnomarkovic, D. Tucakovic, and T. Zivanovic, "Numerical Analysis of NO_x Control by Combustion Modifications in Pulverized Coal Utility Boiler," *Energy & Fuels*, vol. 26, no. 1, pp. 425–442, Jan. 2012.
- [101] S. Hill and L. Douglas Smoot, "Modeling of nitrogen oxides formation and destruction in combustion systems," *Prog. Energy Combust. Sci.*, vol. 26, no. 4–6, pp. 417–458, Aug. 2000.
- [102] G. G. De Soete, "Overall reaction rates of NO and N₂ formation from fuel nitrogen," *Symp. Combust.*, vol. 15, no. 1, pp. 1093–1102, Jan. 1975.
- [103] F. C. Lockwood and C. A. Romo-Millares, "Mathematical modeling of fuel-NO emissions from PF burners," *J. Inst. Energy*, vol. 65, pp. 144–152, 1992.
- [104] P. R. Solomon and M. B. Colket, "Evolution of fuel nitrogen in coal devolatilization," *Fuel*, vol. 57, no. 12, pp. 749–755, Dec. 1978.
- [105] S. Belosevic, I. Tomanovic, N. Crnomarkovic, A. Milicevic, and D. Tucakovic, "Modeling and optimization of processes for clean and efficient pulverized coal

- combustion in utility boilers,” *Therm. Sci.*, vol. 20, no. suppl. 1, pp. 183–196, 2016.
- [106] J. H. Ferziger and M. Peric, *Computational methods for fluid dynamics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2002.
- [107] I. Tomanovic, S. Belosevic, A. Milicevic, and D. Tucakovic, “Modeling of calcium-based sorbent reactions with sulfur dioxide,” *J. Serbian Chem. Soc.*, vol. 80, no. 4, pp. 549–562, 2015.
- [108] H. K. Versteeg and W. Malalasekera, *Introduction to Computational Fluid Dynamics*. Pearson Education Limited, 2007.
- [109] S. V Patankar, *Numerical heat transfer and fluid flow*. Hemisphere Publishing Corporation, Taylor & Francis Group, New York, 1980.
- [110] C. M. RHIE and W. L. CHOW, “Numerical study of the turbulent flow past an airfoil with trailing edge separation,” *AIAA J.*, vol. 21, no. 11, pp. 1525–1532, Nov. 1983.
- [111] H. L. Stone, “Iterative Solution of Implicit Approximations of Multidimensional Partial Differential Equations,” *SIAM J. Numer. Anal.*, vol. 5, no. 3, p. 530–558., 1968.
- [112] S. Belosevic, M. Sijercic, D. Tucakovic, and N. Crnomarkovic, “A numerical study of a utility boiler tangentially-fired furnace under different operating conditions,” *Fuel*, vol. 87, no. 15–16, pp. 3331–3338, Nov. 2008.
- [113] B. D. Damstedt, “Structure and Nitrogen Chemistry in Coal, Biomass, and Cofiring Low-NO_x Flames,” Brigham Young University - Provo, 2007.
- [114] A. Milićević, S. Belošević, I. Tomanović, N. Crnomarković, and D. Tucaković, “Mathematical Model of Pulverized Coal Devolatilization and Combustion in a Swirl Burner – Development and Validation,” in *Proceedings (ISBN 978-86-6055-098-1), 18th Symposium on Thermal Science and Engineering of Serbia, SIMTERM 2017*, pp. 658–666.
- [115] B. Stankovic, S. Belosevic, N. Crnomarkovic, A. Stojanovic, I. Tomanovic, and A. Milicevic, “Specific aspects of turbulent flow in rectangular ducts,” *Therm. Sci.*, vol. 21, no. suppl. 3, pp. 663–678, 2017.
- [116] A. Milicevic, S. Belosevic, I. Tomanovic, N. Crnomarkovic, and D. Tucakovic, “Development of mathematical model for co-firing pulverized coal and biomass

- in experimental furnace,” *Therm. Sci.*, vol. 22, no. 1B, pp. 709–719, 2018.
- [117] S. Belosevic, M. Sijercic, N. Crnomarkovic, B. Stankovic, and D. Tucakovic, “Numerical Prediction of Pulverized Coal Flame in Utility Boiler Furnaces,” *Energy & Fuels*, vol. 23, no. 11, pp. 5401–5412, Nov. 2009.
- [118] S. Belošević, I. Tomanović, N. Crnomarković, A. Milićević, and D. Tucaković, “Numerical study of pulverized coal-fired utility boiler over a wide range of operating conditions for in-furnace SO₂/NO_x reduction,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 94, pp. 657–669, Feb. 2016.
- [119] D. Tucakovic, T. Zivanovic, V. Stevanovic, S. Belosevic, and R. Galic, “A computer code for the prediction of mill gases and hot air distribution between burners’ sections at the utility boiler,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 28, no. 17–18, pp. 2178–2186, Dec. 2008.
- [120] G. Janke, O. Cvetkovic, N. Milovanovic, M. Ercegovic, M. Adzic, and M. Stamenic, “Rapid pyrolysis of Serbian soft brown coals,” *Therm. Sci.*, vol. 13, no. 1, pp. 113–126, 2009.
- [121] J. Todor, Mi. Brkić, and Z. Kurunci, “Kinetika sagorevanja bala pšenice slame,” *Časopis za procesnu Teh. i Energ. u Poljopr. / PTEP*, vol. 4, pp. 3–4, 2000.
- [122] Čepić Zoran, “Matematičko modelovanje sagorevanja pšenične slame u nepokretnom sloju sa aspekta uticaja promene parametara procesa,” Univerzitet u Novom Sadu, 2017.
- [123] Љ. Бркић, Т. Живановић, and Д. Туцаковић, *Парни котлови*. Машински факултет, Београд, Србија, 2010.
- [124] S. V. Belošević, I. D. Tomanović, N. D. Crnomarković, and A. R. Milićević, “Modeling of pulverized coal combustion for in-furnace no_x reduction and flame control,” *Therm. Sci.*, vol. 21, no. Suppl. 3, pp. S597–S615, 2016.
- [125] Љ. Бркић, Т. Живановић, and Д. Туцаковић, *Термички прорачун парних котлова*. Универзитет у Београду, Машински факултет, Београд, Србија 2006.

ПРИЛОЗИ

- Табела П1. Улазни подаци за радни режим сагоревања угља [100] (референтни тест-случај **ТС-1**).
- Табела П2. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 5% термалног удела биомасе и 95% термалног удела угља (**ТС-2, ТС-5, ТС-8**).
- Табела П3. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (**ТС-3, ТС-6, ТС-9**).
- Табела П4. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 15% термалног удела биомасе и 85% термалног удела угља (**ТС-4, ТС-7, ТС-10**).
- Табела П5. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (**ТС-5-1**).
- Табела П6. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (**ТС-5-2**).
- Табела П7. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (**ТС-5 -3**).
- Табела П8. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (**ТС-5-4**).
- Табела П9. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (**ТС-5-5**).
- Табела П10. Улазни подаци за режим косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% и 90% термалних удела биомасе и угља, редом (**ТС-5-6, ТС-5-6-N1, ТС-5-6-N2**).

- Табела П11. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-7).
- Табела П12. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-8).
- Табела П13. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-6-N1-1).
- Табела П14. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-6-N1-2).

Табела III. Улазни подаци за радни режим сагоревања угља [100] (референтни тест-случај ТС-1).

	Јединица	Горионици 1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	Горионик 6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	9,720*	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,286	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,464	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,142	1,439
Масени састав транспортног флуида аеросмеше			
СО ₂	[%]	8,542	0
Н ₂ О	[%]	18,371	0
О ₂	[%]	11,353	0
Н ₂	[%]	61,625	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,357 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,521 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	2,060 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,781 (39%)	0
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,969	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,619	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	11,955	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,743	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,589	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,544	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,687	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,264	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,329	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,410	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,499	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,247	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,247	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,298	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,350	0,368

* Вредности се односе по једном горионику у раду.

Табела П2. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 5% термалног удела биомасе и 95% термалног удела угља (ТС-2, ТС-5, ТС-8).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	9,234	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,458	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,162	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,380	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,127	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,943	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,594	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	11,921	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,704	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,289 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,395 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,957 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,592 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,064 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,119 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,097 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,178 (39%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,582	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,539	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,680	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,252	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,317	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,397	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,486	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,243	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,243	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,294	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,346	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела ПЗ. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-3, ТС-6, ТС-9).

	Јединица	Горионици 1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	Горионик 6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,918	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,569	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	11,887	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,664	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,128 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,238 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,194 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,357 (39%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,574	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,672	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,240	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,305	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,385	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,473	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,240	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,240	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,291	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,342	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П4. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 15% термалног удела биомасе и 85% термалног удела угља (ТС-4, ТС-7, ТС-10).

	Јединица	Горионици 1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	Горионик 6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,262	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	1,375	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	42,915	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,212	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,098	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,892	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,545	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	11,853	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,625	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,154 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,143 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,751 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,214 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,192 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,357 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,291(21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,535 (39%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,567	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,530	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,664	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,228	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,292	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,372	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,460	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,236	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,236	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,287	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,338	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П5. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-1).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,026	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	9,461	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	13,253	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	12,298	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,366 (40%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,551 (60%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,317	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,930	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,678	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,752	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	3,946	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,026	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,116	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,364	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,425	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,208	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела Пб. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-2).

	Јединица	Горионици 1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	Горионик 6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,026	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	9,461	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	13,253	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	12,298	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,046 (5%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,320 (35%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,367 (40%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,184 (20%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,409	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,837	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,454	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,523	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,171	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,255	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,160	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,319	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,356	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,276	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели ПП.

Табела П7. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-3).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,918	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,569	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	12,202	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,349	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,128 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,238 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,275 (30%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,275 (30%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,575	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,672	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,341	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,408	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,284	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,370	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,240	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,240	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,322	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,311	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П8. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-4).

	Јединица	Горионици 1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	Горионик 6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,344	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	9,143	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	12,202	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,349	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,046 (5%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,320 (35%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,275 (30%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,275 (30%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,409	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,837	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,341	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,408	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,284	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,370	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,160	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,319	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,322	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,311	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П9. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-5).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,026	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	9,461	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	11,887	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,664	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,366 (40%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,193 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,358 (39%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,317	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,930	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,240	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,305	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,385	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,473	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,116	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,364	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,291	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,342	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П10. Улазни подаци за процес косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% и 90% термалних удела биомасе и угља, редом (ТС-5-6, ТС-5-6-N1, ТС-5-6-N2).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,026	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	9,461	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	11,677	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,875	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,366 (40%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,138 (15%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,413 (45%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,317	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,930	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,172	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,236	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,452	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,542	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,116	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,364	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,270	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,363	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П11. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-7).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,026	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,824	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	12,524	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,664	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,274 (30%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,284 (31%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,358 (39%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,317	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,746	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,332	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,397	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,385	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,473	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,116	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,275	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,379	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,342	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П12. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-8).

	Јединица	Горионици	Горионик
		1, 2, 3, 4, 5, 7 и 8	6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	8,748	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	0,916	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	43,038	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	29,296	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,112	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,026	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	8,187	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	13,161	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	13,664	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,222 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,269 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,854 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,403 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,183 (20%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,376 (41%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,358 (39%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,317	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,535	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,562	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,332	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,581	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,385	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,473	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,116	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,187	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,468	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,342	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П1.

Табела П13. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-6-N1-1).

	Јединица	Горионици 1, 3, 4, 5, 7 и 8	Горионици 2 и 6
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	10,206	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	1,069	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	50,211	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	32,813	8,195
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	5,724	1,439
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама*			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	9,364	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	11,038	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	13,623	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	16,186	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,429 (14%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,654 (26%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	2,143 (21%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	3,980 (39%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,428 (40%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,160 (15%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,481 (45%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	2,579	0,742
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	1,718	0,438
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	3,292	0,756
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,670	1,187
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,742	1,199
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,992	1,210
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	5,095	1,223
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,242	0,356
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	1,532	0,356
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,422	0,360
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,528	0,368

* Масени састав транспортног флуида аеросмеше је усвојен исти као у табели П11.

Табела П14. Улазни подаци за режим процеса косагоревања у коме се у ложиште уноси 10% термалног удела биомасе и 90% термалног удела угља (ТС-5-6-N1-2).

	Јединица	Горионици 1, 2, 4, 5, 6 и 8	Горионици 3 и 7
Горионици у раду		ДА	НЕ
Улазни протоци			
Угљени прах	[kg s ⁻¹]	10,019	0
Спрашена пшенична слама	[kg s ⁻¹]	1,050	0
Транспортни флуид аеросмеше	[kg s ⁻¹]	41,843	0
Секундарни ваздух (укључујући језгр.)	[kg s ⁻¹]	38,754	8,058
Језгрени ваздух	[kg s ⁻¹]	7,586	1,578
Масени састав транспортног флуида аеросмеше			
СО ₂	[%]	9,760	0
Н ₂ О	[%]	21,430	0
О ₂	[%]	9,590	0
Н ₂	[%]	59,090	0
Протоци транс. флуида аеросмеше по етажама			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	8,182	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	9,982	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	10,883	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	12,797	0
Протоци угљеног праха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	1,052 (10%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,954 (20%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	2,454 (24%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	4,558 (46%)	0
Протоци пшеничне сламе по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	0,000 (0%)	0
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	0,420 (40%)	0
Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	0,157 (15%)	0
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	0,472 (45%)	0
Протоци секундарног ваздуха по етажама гор.			
Отвор изнад горњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	4,594	1,061
Отвор између горњег и доњег брид гор.	[kg s ⁻¹]	3,443	0,627
Отвор испод доњег брид горионика	[kg s ⁻¹]	5,651	1,082
Отвор изнад горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,218	0,914
Отвор испод горњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,266	1,923
Отвор изнад доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,471	0,932
Отвор испод доњег главног горионика	[kg s ⁻¹]	4,523	0,942
Протоци језгреног ваздуха по етажама горионика			
Брид горњи	[kg s ⁻¹]	2,201	0,509
Брид доњи	[kg s ⁻¹]	2,743	0,509

наставак табеле на следећој страни

Главни горионик горњи	[kg s ⁻¹]	1,283	0,277
Главни горионик доњи	[kg s ⁻¹]	1,358	0,283
Присис штетног (фалш) ваздуха у млинском постројењу и ложишту	[kg s ⁻¹]		35,9
Проток терцијарног ваздуха кроз решетку за догоревање (рост)	[kg s ⁻¹]		12,3

БИОГРАФИЈА АУТОРА

Александар Милићевић је рођен 06.11.1987. у Александровцу (жупском), Република Србија. Након завршене основне школе уписао је средњу школу „Свети Трифун” (смер: Машински техничар за компјутерско конструисање) у Александровцу, коју је завршио 2006. као ђак генерације са Вуковом дипломом.

Машински факултет у Београду је уписао 2006. године са освојених 100 поена на пријемном испиту. Основне академске судије (B.Sc.) завршио је 2009. године, а дипломске академске студије (мастер) на смеру термотехника је завршио 2011. Током свих година студирања добијао је Похвале уз одговарајуће дипломе поводом дана Машинског факултета у Београду за одличан успех. Докторске студије на Машинском факултету у Београду је уписао школске 2011/12.

У мају 2012. Друштво термичара Србије му додељује награду за најбољи мастер рад на свим техничким факултетима у Србији током 2011. године.

Од априла 2013. запослен је у Институту за нуклеарне науке „Винча” у Лабораторији за термотехнику и енергетику. Од пријема у радни однос ангажован је на пројекту Министарства науке: „Повећање енергетске и еколошке ефикасности процеса у ложишту за угљени прах и оптимизација излазне грејне површине енергетског парног котла применом сопствених софтверских алата” - ТР-33018 под покровитељством Министарства просвете, науке и технолошког развоја Републике Србије. У априлу 2015. у Институту „Винча” стиче звање истраживач – сарадник.

У оквиру научно-истраживачких активности аутор и коаутор је укупно 24 радова од којих су: 9 радова објављених у међународним часописима са SCI листе, 1 рад објављен у часопису националног значаја, 12 радова саопштених на скуповима међународног значаја и 2 техничка решења.

Изјава о ауторству

Потписани-а Александар Р. Милићевић

број индекса Д18/11

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ И ОПТИМИЗАЦИЈА ПРОЦЕСА У ЛОЖИШТУ НА
СПРАШЕНИ УГАЉ ПРИ ДИРЕКТНОМ КОСАГОРЕВАЊУ СА БИОМАСОМ

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

Потпис докторанда

У Београду, 13.7.2018.

Александар Милићевић

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Александар Р. Милићевић

Број индекса Д18/11

Студијски програм Докторске академске студије

Наслов рада МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ И ОПТИМИЗАЦИЈА ПРОЦЕСА У
ЛОЖИШТУ НА СПРАШЕНИ УГАЉ ПРИ ДИРЕКТНОМ КОСАГОРЕВАЊУ СА
БИОМАСОМ

Ментор проф. др Драган Туцаковић, редовни професор, Машински факултет,
Универзитет у Београду

Потписани/а Александар Р. Милићевић

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Београду**.

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

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

Потпис докторанда

У Београду, 13.7.2018.

Александар Милићевић

Изјава о коришћењу

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

МАТЕМАТИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ И ОПТИМИЗАЦИЈА ПРОЦЕСА У ЛОЖИШТУ НА
СПРАШЕНИ УГАЉ ПРИ ДИРЕКТНОМ КОСАГОРЕВАЊУ СА БИОМАСОМ

која је моје ауторско дело.

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

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

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 Београду, 13.7.2018.

Александар Милићевит

1. Ауторство - Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.

2. Ауторство – некомерцијално. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.

3. Ауторство - некомерцијално – без прераде. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.

4. Ауторство - некомерцијално – делити под истим условима. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.

5. Ауторство – без прераде. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.

6. Ауторство - делити под истим условима. Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.