

**UNIVERZITET U BEOGRADU
MAŠINSKI FAKULTET**

Milica R. Mladenović

**ISTRAŽIVANJE TERMOMEHANIČKIH
PROCESA PRILIKOM RAZGRADNJE
TEČNIH GORIVA VELIKIH GUSTINA U
FLUIDIZOVANOM SLOJU**

doktorska disertacija

Beograd, 2013.

Komisija za pregled i odbranu:

Mentor: Prof. dr. Mirko Komatina, redovni profesor
Mašinski fakultet u Beogradu

Članovi komisije: Prof. dr Dragoslava Stojiljković, redovni profesor
Mašinski fakultet u Beogradu

Prof. dr Miloš Banjac, vanredni profesor
Mašinski fakultet u Beogradu

Doc.dr Milan Gojak, docent
Mašinski fakultet u Beogradu

Dr Stevan Nemoda, viši naučni saradnik
Institut za nuklearne nauke Vinča

Datum odbrane:

Mojím rodičům

Predgovor

Na ovom mestu želim da izrazim zahvalnost onima koji su na posredan ili neposredan način doprineli razvoju i konačnoj formi ove disertacije.

Veliku zahvalnost dugujem mentoru dr Mirku Komatini, redovnom profesoru Mašinskog fakulteta u Beogradu, na usmeravanju, sugestijama i stručnoj podršci. Pored istrajnog motivisanja autora da svoj naučnoistraživački rad pretoči u doktorsku disertaciju, profesor je svojim angažmanom, dao veliki doprinos izradi i kvalitetu teze.

Ovaj rad je proistekao iz višegodišnje saradnje čitave grupe saradnika i na neki način predstavlja kolektivno delo. Rezultati predstavljeni u tezi su proizašli iz dela istraživanja obavljenih u Laboratoriji za termotehniku i energetiku Instituta za nuklearne nauke - Vinča, a koji su se odvijali u okviru projekata Tehnološkog razvoja i Energetske efikasnosti resornog Ministarstva za nauku Republike Srbije:

PTR-2022B - Rukovodilac: dr Dragoljub Dakić – “Razvoj kotla sa fluidizovanim slojem i sagorevanjem sojine slame“, (2005-2007)

EE-232004 - Rukovodilac: dr Stevan Nemoda – “Energetski efikasno spaljivanje taloga iz rezervoara sirove nafte na ekološki prihvatljiv način“, (2005-2008)

TR-18219A - Rukovodilac: dr Dragoljub Dakić “Razvoj i izrada demonstracionog kotlovskog postrojenja sa fluidizacionim ložištem za sagorevanje teškog tečnog goriva i drugih tečnih, otpadnih materija“ (2009-2010)

TR-33042 - Rukovodilac: dr Stevan Nemoda “Razvoj postupka za sagorevanje širokog spektra tečnog i čvrstog otpadnog materijala u fluidizacionom ložištu i usavršavanje industrijskog kotla sa fluidizovanim slojem“ (2010-2014).

U okviru Instituta za nuklearne nauke Vinča, mentor ove teze je dr Stevan Nemoda, viši naučni saradnik, koji je zajedno sa dr Dragoljubom Dakićem, višim naučnim saradnikom, naizmenično rukovodio projektima iz kojih je proistekla ova teza. Stalna saradnja, nesebična stručna i prijateljska pomoć ova dva eminentna stručnjaka u oblastima koje tretira ovaj rad, su bili posebno dragoceni i podsticajni za istraživanja i rezultate prezentirane u ovoj tezi. Dr Stevanu Nemodi, posebno zahvaljujem na ličnom doprinosu u definisanju forme i sadržaja rada u pripremi, realizaciji i njegovoj odbrani.

Članovima komisije dr Dragoslavi Stojiljković, redovnom profesoru, docentu dr Milanu Gojaku i dr Milošu Banjcu, vanrednom profesoru zahvaljujem se na zainteresovanosti tokom pregleda teze i korisnim sugestijama.

Na ovom mestu je nemoguće nabrojati i sve one saradnike koji su direktno ili indirektno doprineli bilo izradi i pripremi same eksperimentalne aparature i mernih uređaja, bilo asistenciji pri izvođenju mnogobrojnih i po pravilu dugotrajnih eksperimenata i merenja prezentiranih u radu. Stoga se autor posebno zahvaljuje svim saradnicima sa grupe koja je učestvovala na navedenim projektima, kao i tehničkom osoblju.

Na kraju, mada po značaju ne i na poslednjem mestu, zahvaljujem se na podršci i stimulaciji koja je dolazila od porodice, a koje su doprinele da ovaj rad dobije mnogo veći značaj i smisao.

U Beogradu, Aprila 2013. godine

Milica Mladenović

ISTRAŽIVANJE TERMOMEHANIČKIH PROCESA PRILIKOM RAZGRADNJE TEČNIH GORIVA VELIKIH GUSTINA U FLUIDIZOVANOM SLOJU

APSTRAKT

U zemljama, poput naše, sa ograničenim izvorima primarne energije, sve je izraženija potreba za korišćenjem sopstvenih raspoloživih goriva, ne bi li se delimično supstituisali uvezeni energenti. U tom slučaju, nekonvencijalna tečna goriva velikih gustina (TTG) predstavljaju jedno od mogućih izbora goriva, koji podrazumeva i primenu tehnologija sagorevanja u fluidizovanom sloju (FS). Činjenica da se u FS kotlovima mogu sagorevati goriva i sa 85% inertnog materijala, sa efikasnim odsumporavanjem i nižom emisijom NO_x koja zadovoljava ekološke standarde, ovoj tehnologiji sagorevanja u odnosu na druge daje izrazitu prednost.

U okviru teze urađena su obimna teorijska i eksperimentalna istraživanja složenih i međusobno spregnutih strujno-termičkih procesa koji se odvijaju pri termičkoj dezintegraciji TTG-a u fluidizovanom sloju (FS), u cilju razvoja tehnologije za energetski efikasno sagorevanje ovakvih materija na ekološki prihvatljiv način. Predstavljani su rezultati eksperimenata sagorevanja različitih tečnih nekonvencijalnih goriva u FS, na poluindustrijskoj laboratorijskoj aparaturi sa akcentom na ostvarivanje niske emisije štetnih materija u dimnim gasovima, na potpunost sagorevanja i lociranje zone intenzivnog sagorevanja.

Detaljno poznavanje i razumevanje procesa doziranja goriva, njegovog mešanja sa inertnim materijalom i vazduhom u okviru radnog prostora ložišta je od izuzetnog značaja za definisanje optimalnih radnih parametara FS, a numeričke simulacije predstavljaju efikasno sredstvo za ostvarenje tog cilja. U tezi su predstavljena dva 2D matematičko-numerička (CFD) modela za detaljnu simulaciju prodora bočnog mlaza u fluidizovani sloj: sopstveni *fluid-porozni medijum* i *granularni Euler-Euler model* simulacije FS, koja koriste dvo-fluidni pristup modeliranja gde se gas i gusta faza FS posmatraju kao dva fluida sa različitim karakteristikama.

Fluid-porozni medijum model prodora mlaza u FS, je zasnovan na postupku proračuna kod koga se gusta faza FS posmatra kao fiksni porozni medijum. Interakcija između gasa i čestica, kao i pojava mehuraste faze, je modelirana na osnovu bilansa sila trenja između gasa i čestica u gustoj fazi FS, pri čemu su uzete u obzir interakcije

između čestica i efekti sudara čestica. Ovakav pristup modeliranju FS pogodan je za brze inženjerske proračune stacionarnog stanja fluidizacionog medijuma u postrojenjima sa FS.

Drugi numerički postupak simulacije procesa u FS, granularni Euler-Euler model, koristi profesionalan CFD kod (FLUENT 6.3.26) za modeliranje interakcije između fluida i čestica fluidizovanog sloja. Koeficijent otpora između fluida i granularne faze je definisan Syamlal-O'Brienovim modelom.

Rezultati proračuna primenom predloženih CFD modela su pokazali vrlo dobro međusobno slaganje, kao i slaganje sa eksperimentima iz literature i to sa rezultatima i korelacijama Yatesa i Honga, kojima su modeli verifikovani.

Numeričkim simulacijama mlaznog doziranja goriva razmatrana su dva uticajna parametra na sveukupni proces sagorevanja u sloju: dužina prodora mlaza i intenzitet mešanja hemijskih komponenti u sloju. Analizom dobijenih rezultata je zaključeno da na dužinu prodora mlaza u FS značajno utiče brzina fluida na izlazu iz mlaznice, kao i ugao nagiba mlaza, a da na intenzitet mešanja hemijskih komponenti u FS, pored brzine i nagiba mlaza, značajno utiče dubina uranjanja mlaznice i to tako da je mešanje intenzivnije kada se bočni mlaz sa gorivom postavi u nižim zonama sloja.

Efekat boljeg mešanja goriva i oksidatora pri dubljem postavljanju mlaznice u sloj potvrđen u eksperimentima na poluindustrijskoj eksperimentalnoj instalaciji sa FS za sagorevanje TTG-a. Pored potvrde rezultata numeričkih modela, eksperimenti na pilot postrojenju sa FS sa sagorevanjem nekoliko vrsta tečnih goriva različitih po sastavu i termo-fizičkim karakteristikama, su potvrdili značaj adekvatne pripreme fluidizacionog ložišta i načina doziranja tečnih goriva u fluidizovan sloj.

Uz to, u eksperimentima je registrovan efekat povlačenja zone intenzivnog sagorevanja ka oblastima dublje ispod površine sloja prilikom sagorevanja tečnog goriva sa značajnim sadržajem vode. Pored pretpostavke nekih autora, koji ovaj efekat objašnjavaju time što se mešanjem goriva sa vodom odlaže trenutak devolatilizacije, pa gorivo i gasovi duže ostaju u sloju, u ovoj tezi se razmatrao i drugi aspekt ove pojave. Naime, voda u gorivu intenzivira mešanje goriva i oksidatora, usled nagle ekspanzije pare na ulazu u ložište, čime se povećava dužina prodora mlaza u FS u kome se gorivo dozira bočno u sloj. Ova pretpostavka je potvrđena numeričkim simulacijama prodora mlaza trofaznih sistema: gas (volatili, oksidator i vodena para), čestice sloja i tečna

voda/tečno gorivo, primenom Fluentovog granularnog modela FS. Pri tome je slučaj doziranja lako isparljivog goriva analiziran je simuliranjem prodora mlaza koji sadrži isparljive komponente goriva i tečnu vodu, a slučaj teško isparljivog goriva razmatran je simulacijom mlaza sa mešavinom ulja i vode.

Na osnovu izvedenih eksperimentalnih i numeričkih ispitivanja predloženo je tehnološko idejno rešenje sagorevanja TTG-a u fluidizovanom sloju.

Ključne reči: tečna goriva, fluidizovani sloj, bočni mlaz, fluid-porozni medijum, granularni model

Naučna oblast: Mašinstvo

Uža naučna oblast: Termotehnika

UDK 662.75:662.61(043.3)

662.75:532.517.4(043.3)

RESEARCH OF THERMOMECHANICAL PROCESS DURING DECOMPOSITION OF HIGH DENSITY LIQUID FUEL IN THE FLUIDIZED BED

ABSTRACT

In countries like ours, with limited primary energy sources, there is a need, which will be even more pronounced in the future, to use own fuels available, in order to partially substitute imported fuel. In that case, unconventional liquid large density fuels (heavy liquid fuels - HLF) are one of the possible choices of fuel, which implies the application of fluidized bed (FB) combustion technology. The fact that fluidized bed boilers can burn fuels with 85% of inert materials, with effective retention of SO₂ by adding limestone into the furnace, and lower NO_x emissions to meet environmental standards, gives significant advantages to this technology compared to other combustion technologies.

As part of the thesis extensive theoretical and experimental studies of complex and mutually coupled flow-thermal processes occurring during thermal disintegration TTG in a fluidized bed (FB) were performed, in order to develop a technology for energy-efficient combustion of these materials in an environmentally sound manner. The results of combustion experiments of different unconventional liquid fuels in the fluidized pilot furnace apparatus were presented, with emphasis on achieving low emissions of pollutants in flue gases, completeness of combustion and locating zones of intense combustion.

Detailed knowledge and understanding of the process of fuel feeding and its mixing with inert bed material and air in the working space of furnace is of great importance for defining optimal operating parameters of the FB, and numerical simulations are an effective tool for achieving this goal. In the thesis two 2D mathematical-numerical (CFD) models for detailed simulation of lateral jet penetration into the fluidized bed are presented: a previously developed fluid-porous media model, and granular Euler-Euler model, which both simulate the FB and use the two-fluid modeling approach, where gas and dense phase of the FB are considered as two fluids with different characteristics.

The developed fluid-porous medium model of jet penetration into the fluidized bed is based on the calculation procedure, in which the dense phase is considered as a fixed porous medium. Gas-particle interactions and the occurrence of bubbling phase are modelled on the basis of a balance of gas-particles friction forces in the dense phase of the FB, taking into account inter-particle interactions and the particle collisions. This kind of approach to FB modeling is suitable for computationally efficient engineering calculations of a fluidizing medium in a stationary condition in FB facilities.

Another numerical simulation procedure of the process in the FB, granular Euler-Euler model, uses a professional CFD code (FLUENT 6.3.26) for modeling the interaction between the fluid and fluidized bed particles. The drag coefficient between the fluid and the granular phase is defined by the Syamlal-O'Brien model.

The results of calculations using both proposed CFD models showed very good mutual agreement, as well as agreement with experiments from the literature, especially with the results and correlations of Yates and Hong, with which the models were verified.

By numerical simulations of jet fuel feeding, two influential parameters on the overall combustion process in the bed were considered: jet penetration length and the intensity of mixing of chemical components in the bed. By analysis of obtained results it was concluded that the jet penetration length into the FB is significantly affected by fluid velocity at the nozzle outlet, as well as the jet inclination angle. The intensity of mixing of chemical components in the FB, in addition to being influenced by the velocity and jet inclination, is significantly affected by the nozzle immersion depth, in such a way that more intense mixing occurs when lateral fuel jet is placed in the lower zones of the bed.

The effect of better mixing of fuel and oxidizer when the nozzle is set deeper in the bed have been confirmed by experiments in a semi-industrial FB installation for combustion of HLF. In addition to the confirmation of the results of the numerical models, experiments in a FB pilot facility with combustion of several types of liquid fuels with different compositions and thermo-physical properties, confirmed the importance of adequate preparation of fluidization furnaces and methods of feeding of liquid fuel into the fluidized bed.

In addition, in the experiments the effect of withdrawal of the intense combustion zone towards the bed bottom was noticed, during the combustion of liquid fuels with significant water content. This effect was more stressed during combustion of fuels with higher contents of water. In addition to the assumptions of some authors, who explain this effect by the fact that mixing of fuel with water delays devolatilization, causing the fuel and the gases to stay longer in the bed, in this thesis another aspect of this phenomenon has been considered. Namely, water in the fuel intensifies the mixing of the fuel and the oxidizer, due to sudden expansion of steam at the entrance into the furnace, thus increasing the jet penetration length of the laterally fed fuel into the FB. This assumption is confirmed by numerical simulations of jet penetration of three-phase systems: gas (volatiles, oxidizer and steam), bed particles and liquid water / liquid fuel, using Fluent's granular model of the FB. Here, the case of feeding a light volatile liquid fuel was analyzed by simulating the penetration of a jet containing volatile components of the fuel and liquid water, and the case of heavy volatile liquid fuel is considered by simulation of a jet with a mixture of engine oil and water.

On the basis of the experimental and numerical investigations, technological conceptual solution for the combustion of HLF in the fluidized bed is proposed.

Key words: viscous heavy liquid fuels, fluidized bed, lateral jet penetration, fluid-porous media model, granular Euler-Euler model

Scientific discipline: Mechanical engineering

Scientific subdiscipline: Thermotechnic engineering

UDK 662.75:662.61(043.3)

662.75:532.517.4(043.3)

Spisak oznaka:

Ar	[-]	Arhimedov broj
a	[-]	empirijska konstanta
b	[-]	empirijska konstanta
C_μ	[-]	konstanta k - ε modela
$C_{1\varepsilon}$	[-]	konstanta k - ε modela
$C_{2\varepsilon}$	[-]	konstanta k - ε modela
C_D	[-]	koeficijent otpora
$c_{p,g}$	[kJkg ⁻¹ K ⁻¹]	specifična toplota gasa pri konstantnom pritisku
$D_{i,m}$	[m ² /s]	difuzivnost i -te hemijske komponente
d_j	[m]	izlazni prečnik mlaznice
e_s	[-]	koeficijent restitucije čestica između sudara
f	[-]	udeo mešanja
g, \bar{g}	[m/s ²]	gravitaciono ubrzanje
g_{os}	[-]	funkcija radijalne distribucije
h	[m]	udaljenost mlaznice od dna sloja
h_0	[m]	aktivna visina nasutog sloja
H_{exp}	[m]	visina ekspaniranog fluidizovanog sloja
H_{mf}	[m]	visina fluidizovanog sloja u uslovima minimalne fluidizacije
$[H_2O]$	[%]	sadržaj vode
$\mathbf{I}, \bar{\mathbf{I}}$	[-]	jedinični tenzor
k	[m ² s ⁻²]	turbulentna kinetička energija
$K_{1,i}$	[m ²]	linearni koeficijent permeabilnosti u i pravcu
$K_{2,i}$	[m]	turbulentni koeficijent permeabilnosti u i pravcu
K_{gs}	[kgs ⁻¹]	koeficijent otpora između fluida i čvrste (granularne) faze
$K_{lk}=K_{kl}$	[kgs ⁻¹]	koeficijent interfazne promene momenta
k_t	[W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]	termalna konduktivnost
$k_{\Theta s}$	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	konduktivnost granularne temperature
L_j	[m]	dužina prodora mlaza
\dot{m}_v	[kg s ⁻¹]	maseni protok vazduha

N	[-]	stepen fluidizacije
p	[Pa]	pritisak kontinualne faze
Pe	[-]	<i>Peclet</i> -ov broj
p_s	[Pa]	pritisak granularne faze
R	[J mol ⁻¹ K ⁻¹]	univerzalna gasna konstanta
Re	[-]	<i>Reynolds</i> -ov broj
Re_{mf}	[-]	<i>Reynolds</i> -ov broj pri uslovima minimalne brzine fluidizacije
R_{H_2O}	[-]	brzina isparavanja
R_i	[-]	brzina formiranja <i>i</i> -te hemijske komponente
\mathbf{R}_{lk}	[N]	sila interakcije između faza
s_{ij}	[m/s]	brzina deformacije
S_k	[-]	izvorni član faze <i>k</i>
T_g	[K]	temperatura
\mathbf{u}, \vec{u}	[m/s]	vektor trenutne brzine
u'	[m/s]	fluktucija brzine
U_i, U_j	[m/s]	komponente osrednjene vrednost brzine
U_j	[m/s]	brzina na izlazu iz mlaznice
U_{mf}	[m/s]	minimalna brzina fluidizacije
$u_{r,s}$	[m/s]	terminalna brzina
U_s	[m/s]	brzina fluidizacije sračunata po poprečnom preseku sloja
V	[m ³]	zapremina
W	[-]	sadržaj vlage u gorivu
X_i, X_j	[m]	koordinate
Y_{fu}	[-]	maseni udeo goriva
Y_i	[-]	maseni udeo <i>i</i> -te hemijske komponente
Y_{O_2}	[-]	maseni udeo oksidatora

Grčka slova:

α	[°]	ugao nagiba mlaznice
α_k	[-]	zapreminski udeo faze k
μ	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	dinamička viskoznost
μ_{eff}	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	efektivna dinamička viskoznost
$\mu_{s,coll}$	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	komponenta smicajne viskoznosti usled sudara
$\mu_{s,kin}$	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	kinetička komponenta smicajne viskoznosti granularne faze
$\mu_{s,tr}$	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	frikcioni viskozni člana
μ_k	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	smicajna viskoznost k -te faze
μ_t	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	turbulentna viskoznost
$\gamma_{\Theta s}$	[kg s ⁻³ m ⁻¹]	disipacija granularne energije usled neelastičnih sudara čestica
δ_{ij}	[-]	Kronekerov operator
ε	[m ² s ⁻³]	disipacija kinetičke energije turbulencije
ε_{mf}	[-]	poroznost sloja u uslovima minimalne fluidizacije
λ	[-]	višak vazduha
λ_k	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]	zapreminska viskoznost k -te faze
ν	[m ² s ⁻¹]	kinematska viskoznost
ρ	[kg m ⁻³]	gustina fluida
ρ_b	[kg m ⁻³]	nasipna gustina FS
ρ_s	[kg m ⁻³]	gustina čestica
σ_t	[-]	Prandtl/Schmidt broj
$\boldsymbol{\tau}_k, \bar{\tau}_k$	[Pa]	tenzor napona faze k
Ψ_{fr}	[-]	efektivni koeficijent trenja čestica sloja

Indeksi:

- b fluidizovan sloj
- f fluid
- g gasna faza
- ° početna vrednost
- s čvrsta faza

SADRŽAJ

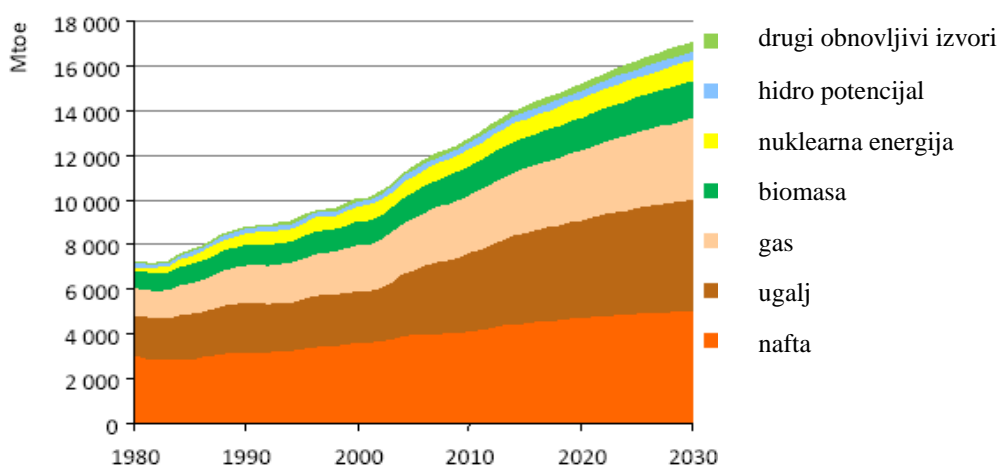
Apstrakt	i
Abstract	iv
Spisak oznaka	vii
1. UVOD	1
2. SAGOREVANJE U FLUIDIZOVANOM SLOJU	10
2.1 Istorijat razvoja kotlova sa FS	16
2.2 Status i perspektive razvoja kotlova sa FS	19
3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FLUIDIZOVANOM SLOJU - PREGLED LITERATURE	28
3.1 Podela tečnih goriva	28
3.2 Opšti principi sagorevanja tečnih goriva u FS	31
3.3 Doziranje viskoznih tečnih goriva dobijenih iz prerade nafte u FS	41
3.3.1 Mlaznica	43
3.4 Pepeo TTG-a	48
3.5 Emisija	49
3.5.1 Emisija SO _x	49
3.5.1.1 <i>Mehanizam odsumporavanja</i>	51
3.5.2 Emisija NO _x	52
3.5.3 Emisija CO	52
3.6 Horizontalni prodor mlaza u fluidizovani sloj - pregled literature	53
4. DEFINISANJE POLAZNIH JEDNAČINA MODELA PRODORA MLAZA U FS	60
4.1 Osnove turbulentnog strujanja fluida	61
4.2 Model turbulencije	61
4.2.1 Konstitutivna jednačina za usrednjenu kinetičku energiju turbulentnog toka K	63
4.2.2 Konstitutivna jednačina za turbulentnu kinetičku energiju k	63
4.3 Jednačine k - ε modela	64
4.4 Višefazno turbulentno strujanje	65
4.5 Kinetička teorija strujanja granularne faze	67
4.6 Osnovne i konstitutivne jednačine granularne faze	70
4.6.1 Tenzor napona granularne faze	70
4.6.1.1 <i>Pritisak granularne faze</i>	71
4.6.1.2 <i>Funkcija radijalne distribucije</i>	71
4.6.1.3 <i>Viskoznost granularne faze</i>	72
4.6.2 Interfazne sile-član fazne interakcije	74
4.6.2.1 <i>Koeficijent interfazne promene momenta usled otpora između fluida i granularne faze, K_{fs}</i>	75
4.6.2.2 <i>Koeficijent interfazne promene momenta usled otpora između</i>	77

	<i>čestica granularne faze, K_{ls}</i>	
4.6.2.3	<i>Koeficijent interfazne promene momenta usled otpora između fluid-fluid faze, K_{pq}</i>	77
4.6.2.4	<i>Sila usled virtuelne mase</i>	78
4.6.2.5	<i>Sila uzgona</i>	78
4.6.2.6	<i>Jednosmerni interfazni prenos mase \dot{m}_{fs}</i>	78
4.6.3	Granularna temperatura Θ_s	79
4.7	Numerički postupak rešavanja jednačina modela	81
5.	NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE	92
5.1	Fluid-porozni medijum model fluidizovanog sloja	93
5.1.1	Jednačine modela	93
5.1.2	Numerički postupak i granični uslovi	95
5.1.3	Postupak određivanja zona mehuraste faze	96
5.1.4	Formulacija problema	97
5.1.5	Rezultati proračuna prodora mlaza primenom fluid-porozni medijum modela fluidizovanog sloja i verifikacija modela	99
5.1.6	Modeliranje mešanja komponenti	103
5.1.6.1	<i>Model mešanja hemijskih komponenti</i>	103
5.1.6.2	<i>Rezultati simulacije mešanja hemijskih komponenti u FS</i>	103
5.1.6.3	<i>Parametarska analiza rezultata dobijenih modelom mešanja hemijskih komponenti u FS</i>	105
5.2	Euler-Euler granularni model fluidizovanog sloja	107
5.2.1	Jednačine modela	108
5.2.2	Numerički postupak i granični uslovi	110
5.3	Sumarni prikaz rezultata numeričke simulacije mlaznog doziranja tečnog goriva u FS	114
6.	EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FLUIDIZOVANIM SLOJEM U DUGOTRAJNIM STACIONARNIM REŽIMIMA RADA	116
6.1	Opis eksperimentalne instalacije	117
6.1.1	Sistem za pripremu i doziranje tečnog goriva	117
6.1.2	Sistem za sagorevanje u fluidizovanom sloju	120
6.1.3	Sistem za analizu gasa i akviziciju temperatura i greška merenja	122
6.2	Priprema i postupak eksperimentalnog ispitivanja	126
6.3	Ispitivanje sagorevanja jestivog ulja – model goriva, pri različitim dubinama uranjanja mlaznice (91 i 132mm)	127
6.4	Ispitivanje sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice	135

6.4.1	Karakterizacija goriva - istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice	135
6.4.2	Eksperimenti sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice	138
6.4.2.1	<i>Režim I- radno gorivo, bez dodatka vode</i>	139
6.4.2.2	<i>Režim II- radno gorivo, pomešano sa vodom u odnosu 60%: 40%</i>	141
6.4.2.3	<i>Režim III- radno gorivo, pomešano sa vodom u odnosu 50%: 50%.</i>	143
6.4.2.4	<i>Zbirni prikaz rezultata eksperimenata za sva tri režima sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice</i>	146
6.4.2.5	<i>Ispitivanje sastava inertnog materijala fluidizovanog sloja</i>	149
6.5	Ispitivanje sagorevanja naftnog mulja	149
6.5.1	Karakterizacija uzoraka- naftnog mulja (taloga)	150
6.5.2	Eksperimenti sagorevanja naftnog mulja	152
6.6	Uporedno ispitivanje sagorevanja ulja i glicerina	156
6.6.1	Eksperimenti sagorevanja ulja i glicerina	158
6.7	Analiza rezultata eksperimenata sa stacionarnim sagorevanjem TTG-a i uticajnih parametara procesa	160
7.	NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS - FORMULACIJA PROBLEMA	164
7.1	Opis modela doziranja smeše tečnog goriva i vode u zagrejan FS	164
7.2	Rezultati numeričke simulacije pri doziranju lako isparivog tečnog goriva u fluidizaciono ložište	166
7.3	Rezultati numeričke simulacije pri doziranju teže isparljivog tečnog goriva u fluidizaciono ložište	169
8.	TEHNOLOŠKO IDEJNO REŠENJE SAGOREVANJA TTG-A U FLUIDIZOVANOM SLOJU	174
8.1	Probni rezultati solidifikacije pepela cementnim postupkom	176
8.2	Procena godišnjih energetske ušteda na osnovu predloga tehnološkog rešenja	179
9.	ZAKLJUČAK	181
	REFERENCE	191

1. UVOD

Usled eksponencijalnog rasta potrošnje fosilnih energenata, naročito nafte, prošli vek je nazvan vekom fosilnih goriva. Ukupna količina eksploatacane nafte na globalnom nivou, je prvih godina dvadesetog veka iznosila 150 miliona barela [1], što danas predstavlja dvodnevnu svetsku proizvodnju. Prema priloženim projekcijama za 2030. godinu (slika 1.1) svetska ekonomija će i dalje zavisiti od fosilnih goriva (iz kojih će se obezbeđivati više od 80 % primarne energije), uz godišnji rast energetske potreba od 2,8% [2].



Slika 1.1 Procenjene energetske potrebe do 2030.godine [3]

Iako su tehnologije zasnovane na korišćenju fosilnih goriva transformisale svetsku ekonomiju obezbeđujući mobilnost nezamislivu ranijim generacijama, masovnu proizvodnju i raspoloživost širokog spektra najrazličitijih proizvoda, i direktno doprinele kvalitetu života čiji je direktan pokazatelj više nego udvostručen životni vek ljudi, ipak je upotreba ovih tehnologija imala i ima svoju cenu. Zavisnost od uvoza energenata dovela je do novih međunarodnih političkih odnosa. Pored narušavanja životne sredine eksploatacijom i transportom, sagorevanje fosilnih goriva je, najviše od svega, poremetilo koncentraciju gasova u atmosferi koji utiču na efekat „staklene bašte” (CO₂, CO, CH₄, NO_x, CFC* itd.), što ima za posledicu promenu srednje temperature površine Zemlje i klimatske promene (tzv. globalno zagrevanje) [4].

* hlorofluorougljovodonici

Trenutna struktura primarnih izvora energije i dinamika sa kojom se eksploatišu ležišta fosilnih goriva veoma teško mogu obezbediti projektovane energetske potrebe. Stoga se savremeno društvo nalazi pred velikim ispitom samoodrživosti i daljeg razvoja gde su zadovoljenje energetske potrebe i očuvanje životne sredine ključna pitanja njegovog opstanka. Na osnovu procenjenih energetske potrebe (slika 1.1) i dotrajalosti energetske postrojenja [5,6], se može zaključiti da na globalnom nivou predstoje velika investiciona ulaganja u energetske sektor i to u razvoj i usavršavanje onih tehnologija koje zadovoljavaju stroge zahteve zaštite životne sredine i visoku energetske efikasnost.

Pored emisije polutanata u atmosferu, moderno industrijsko društvo „proizvodi“ i ogromne količine otpada - materija koje nemaju tržišnu vrednost i stoga zahtevaju adekvatno odlaganje/uklanjanje, na način da se ne ugrozi zdravlje ljudi i ne naruši životna sredina. Kako je reciklaža otpada često komplikovana i skupa i ne uvek ostvarljiva, spaljivanje/insineracija* ovih materija predstavlja jedan od jednostavnijih načina njegovog uklanjanja. Pravilnim izborom tehnologije za spaljivanje/sagorevanje otpadnih materija rešava se ne samo problem smanjenja njihovog kapaciteta i eventualne toksičnosti (uz zadovoljene norme propisane zakonom o zaštiti životne sredine) već se iste mogu iskoristiti za proizvodnju toplotne i/ili električne energije.

Uzimajući u obzir navedeno, nastojanja savremenog društva su usmerena na intenziviranje korišćenja alternativnih, nekonvencijalnih i obnovljivih izvora energije, tretiranje industrijskog i komunalnog otpada i njegovo korišćenje u energetske svrhe uz primenu „čistih“- ekološki prihvatljivih, tehnologija za proizvodnju energije. Na istim principima, uz smanjenje specifične potrošnje energije po jedinici proizvoda, se zasniva i koncept *održivog energetskeg razvoja* -glavnog činioca u očuvanju prirodnih resursa i zaštiti životne sredine svake zemlje i dominantnog stimulansa za korišćenje obnovljivih i alternativnih izvora energije.

Privredu Srbije karakteriše zabrinjavajući stepen energetske zavisnosti od oko 40%[†] [7], niska energetska efikasnost (i u proizvodnji i u potrošnji), nerealno niska cena

* Insineracija je proces kontrolisanog sagorevanja otpada, sa ciljem uništavanja ili transformisanja otpada u sastojke koje su manje opasni, manje kabasti, i koje je lakše kontrolisati

† Prema Energetskom bilansu Republike Srbije za 2012. povećava se zavisnost Srbije od uvoza primarne energije za 7% u poređenju sa procenjenom uvoznom zavisnošću u 2011. godini, kada je ukupna potrošnja primarne energije bila 16,25 megatona ekvivalenta nafte, od čega je iz uvoza obezbedeno 5,57 Mtoe.

električne energije, neracionalna potrošnja praktično svih vidova energije uz nizak udeo upotrebe obnovljivih i alternativnih izvora energije. Ovaj rad upravo doprinosi afirmaciji upotrebe alternativnih, nekomercijalnih i nekonvencijalnih izvora energije s obzirom na ogromne i nedovoljno iskorišćene potencijale za njihovu upotrebu. Predmet teze je eksperimentalno istraživanje i matematičko modeliranje složenih i međusobno spregnutih strujnotermičkih procesa koji se odvijaju pri termičkoj dezintegraciji nekonvencijalnih otpadnih tečnih materija u fluidizovanom sloju, u cilju razvoja tehnologije za energetski efikasno sagorevanje ovakvih materija na ekološki prihvatljiv način. Pri tome se pod otpadnim tečnim materijama podrazumevaju talozi iz rezervoara sirove nafte i teški produkte frakcije destilacije komercijalnih tečnih goriva, zatim iskorišćene tečne materije i emulzije iz procesne, petrohemijske, metalurške i prehrambene industrije, iskorišćena mineralna ulja i masti iz automobilske industrije i slično. Ove materije obično sadrže veliku količinu teških ugljovodonika i smola tako da u normalnim atmosferskim uslovima imaju veliku viskoznost i gustinu ili su u čvrstom stanju. Istovremeno, toplotna moć im je mahom na nivou toplotne moći domaćih ugljeva, pa njihovo sagorevanje omogućava i postizanje dodatnih energetskih, pa samim tim i ekonomskih efekata te je stoga u ovom radu za ove materije usvojen naziv **teška tečna goriva (TTG)**. TTG, pored navedenih osobina karakteriše i neujednačen sastav, visok sadržaj vlage, mineralnih materija i dr. mehaničkih nečistoća, kao i veća zastupljenost štetnih materija po zdravlje ljudi [8-14].

Ne postoje egzaktni podaci o količinama generisanih otpadnih maziva i ulja, naftnog taloga, iskorišćenih maziva iz industrije odn. TTG-a na teritoriji Republike Srbije, ali potencijali za njegovo generisanje nisu zanemarljivi i izraženi su sledećim podacima [15]:

- 4 miliona tona naftnih derivata se godišnje plasira na tržište Srbije,
- na teritoriji Republike Srbije postoje
 - 2 rafinerije, 1600 javnih i 500 internih benzinskih stanica,
 - 8 velikih terminala za pretakanje i skladištenje naftnih derivata,
 - 43 toplane koje za proizvodnju toplotne energije koriste ulje za loženje,
 - preko 300 naftnih bušotina,
 - 2 međunarodna aerodroma i još 37 manjih,

- procena je da se godišnje troši oko 50000 t različitih ulja mineralnog porekla. Osim toga, procena je da se na teritoriji Beograda godišnje troši oko 10000 - 15000 t motornih i drugih ulja i maziva [16].
- procenjeno je da industrija Srbije proizvede mešanih organsko-vodenih emulzija 257000 t/godišnje [17].

Reprezentanti TTG-a u ovoj tezi su emulzije ulja i masti iz hladnih i toplih valjaonica, kao i rafinerijski mulj, odnosno talozi iz rezervoara za sirovu naftu.

U pogonima hladnih i toplih valjaonica U.S. Steel Serbia^{*} za podmazivanje se koriste emulzije različitih ulja i masti pretežno životinjskog porekla, neravnomernog sastava, ali potencijalno znatne toplotne vrednosti. Prema podacima iz 2007. godine, iz proizvodnog ciklusa U.S. Steel Serbia mesečno se generiše 237 t istrošenih ulja i masti i to: 19,5 t iz tople valjaonice, 215 t iz hladne valjaonice i 2 t ostalih ulja i 14 t istrošene masti. Ovo nalaže potrebu za uklanjanjem velikih količina različitih mešavina ulja i masti iz proizvodnog procesa, što se čini odlaganjem u rezervoar. U rezervoaru – taložniku se prema podacima iz 2007. nalazilo oko 3000 t različitog istrošenog ulja pomešanog sa vodom.

Osim značajnog zagađenja vazduha u procesu rafinerijske prerade nafte u rafinerijama Pančevo i Novi Sad, usled prisustva lako isparljivih ugljovodonika i drugih aromata, veoma ozbiljnu ekološku opasnost predstavlja veliko zagađenje zemljišta na odlagalištima rafinerijskog mulja. Muljevi sakupljeni sa dna rezervoara imaju visok sadržaj VOC[†], BTEX[‡] i PAH[§]. Prema podacima dobijenim od saradnika rafinerije nafte Pančevo godišnje se generiše preko 3000 t (slobodna procena, koja se može menjati od godine do godine). Mulj nastao čišćenjem rezervoara odlaže se u sabirne taložnike, a dalje se uljna emulzija iz mulja izdvaja centrifugiranjem, tretira ultrafiltracijom i vraća u postupak prerade nafte, a nastali muljni koncentrat se zbrinjava procesom solidifikacije, nakon čega se transportuje van fabrike u potpunoj odgovornosti podugovarača koji izvodi proces solidifikacije.

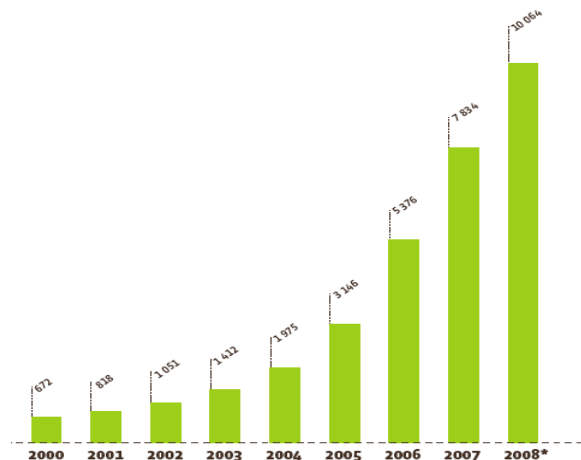
* Današnja Železara Smederevo

† Volatile organic compounds-isparljiva organska jedinjenja koja karakteriše visoki pritisak para na sobnoj temperaturi

‡ benzen, toluen, ethilbenzen i ksilen-organske isparljive materije iz derivata nafte

§ Polycyclic aromatic hydrocarbons-polciklični aromatični hidrokarbonati koji su veliki zagađivači vazduha i štetno utiču na zdravlje

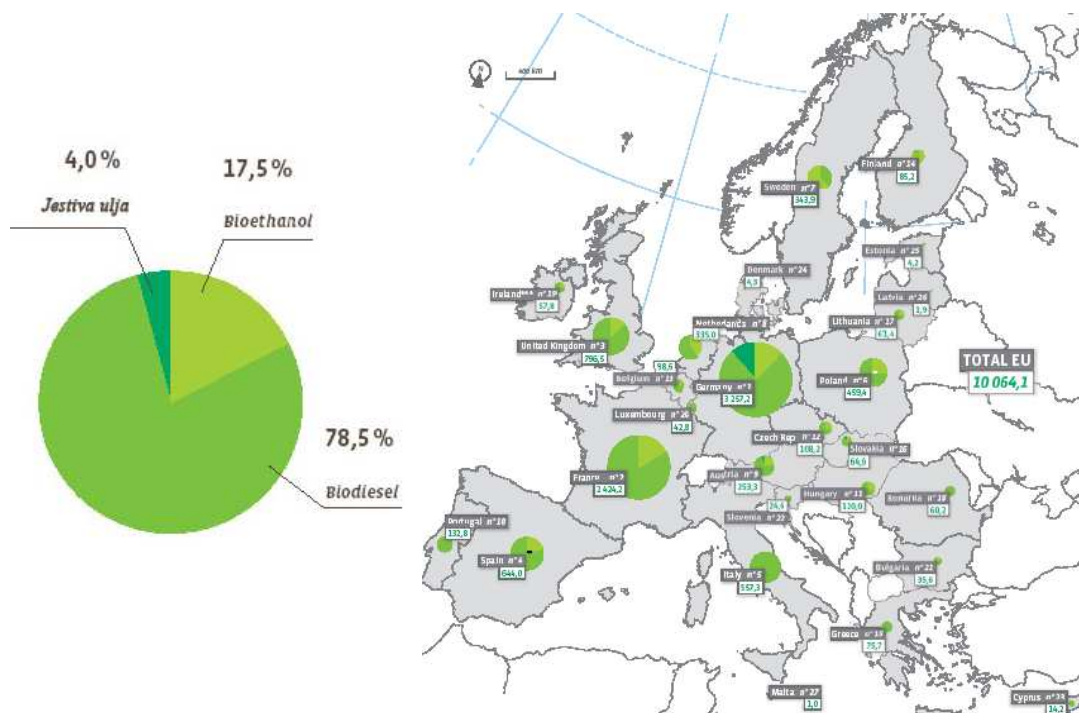
Kao što je već ranije naglašeno, savremene tendencije podrazumevaju i korišćenje drugih alternativnih, „čistih“ goriva među kojima biogoriva zauzimaju značajno mesto (slika 1.4.), pri čemu proizvodnja biodizela dominira (slika 1.5.).



Slika 1.4. Potrošnja biogoriva za saobraćaj u Evropskoj Uniji (EU27) u ktoe* [18]

Skladno potrebama zaštite životne sredine, smernicama iz Bruxellesa iz 2008. godine, EU je kao cilj do 2020. godine propisala povećanja udela biogoriva na čak 20% u gorivima koja se koriste za saobraćaj, čime želi, uz primarno očuvanje sredine, osigurati i stabilnost investicija u taj sektor. Glavni nusproizvod proizvodnje biodizela je glicerol (od polazne sirovine za dobijanje biodizela, recimo iskorišćenih jestivih ulja, 10% masenih otpada na glicerol). Sve veća potražnja za biodizelom može dovesti do prezasićenosti tržišta glicerolom pa se i on može tretirati kao otpad i koristiti kao gorivo. Pored toga, podaci Ministarstva energetike, razvoja i zaštite životne sredine Republike Srbije pokazuju da potrošnja jestivog ulja u Srbiji iznosi oko 16 litara po stanovniku godišnje, što znači da bi se tokom godine moglo sakupiti oko 10000 tona otpadnog jestivog ulja, koje se svrstava u biomasu i koje bi se koristilo kao alternativno gorivo, direktno u procesima kontrolisanog sagorevanja ili za proizvodnju biodizela. Na taj način bi se delimično supstituisala potreba za fosilnim gorivom, uz očuvanje životne sredine zbog manjeg zagađenja vode, vazduha i zemljišta.

* 1 toe = 42 GJ, količina energije koja se oslobodi sagorevanjem jedne tone sirove nafte



Slika 1.5. Udeo svakog biogoriva u ukupnoj potrošnji biogoriva u EU u 2008.god [18]

U skladu sa karakteristikama tečnih otpadnih materija kao optimalno rešenje, sa tačke gledišta energetske efikasnosti i ekologije nameće sagorevanje i razgradnja TTG do neškodljivih oblika, u fluidizovanom sloju (FS), koji omogućava sagorevanje materija najrazličitijeg porekla i veoma neujednačenog sastava, uz smanjenu emisiju polutanata (SO_2 , NO_x , poliaromatičnih ugljovodonika, dioksina i furana). Ako je politički cilj Republike Srbije, njeno priključenje EU, prirodno je da kao jedan od važnih ciljeva Strategije razvoja energetike, bude i dostizanje standarda EU u pogledu zaštite životne sredine i ispunjavanje normi definisanih u međunarodnim dokumentima. U skladu sa time, Skupština Srbije je 24.9.2007. godine ratifikovala Kjoto protokol [19] i potpisala Sporazum o energetske zajednici evropskih zemalja jugoistočnog Balkana 2005., u kojem se u 3. poglavlju, u zahtevima u pogledu zaštite životne okoline, jasno naglašava značaj Kjoto protokola i sugeriše potpisnicama način za njegovu što bržu primenu.

Za potrebe razvoja tehnologije za spaljivanje (insineracije) taloga iz rezervoara sirove nafte, kao i drugih otpadnih materija sa karakteristikama niskokaloričnih goriva, na ekološki prihvatljiv način u Institutu VINČA - Laboratorija za termotehniku i energetiku, obavljaju se istraživanja na razvoju tehnologije za sagorevanje nekonvencionalnih čvrstih i tečnih goriva, odnosno otpadnih industrijskih materija, u

fluidizacionom ložištu. U tom cilju urađene su serije merenja na poluindustrijskoj eksperimentalnoj instalaciji sa fluidizovanim slojem (FS) za sagorevanje teškog tečnog goriva, kao i na demonstraciono-eksperimentalnom toplovodnom kotlu (snage oko 300 kW) sa fluidizacionim ložištem. Ova doktorska teza je upravo proistekla iz ovih istraživanja. Pored eksperimentalnih, u pomenuta istraživanja uključene su i numeričke metode, koje pružaju velike mogućnosti za uštedu sredstava i vremena prilikom razvoja postrojenja i tehnologija na ovom polju.

Postojeći numerički postupci koji bi mogli da se koriste za simulaciju procesa u FS zbog složenosti i zahtevnosti po pitanju računarske opreme i vremena najčešće nisu pogodni za razvojne i inženjerske potrebe. Pored toga, ne postoji univerzalni numerički alat za simulaciju procesa, koji uključuju fluidizovani sloj usled poteškoća opisivanja relativno složenog strujanja i specifičnosti u procesima prenosa toplote i mase, zastupljenih u fluidizovanim sistemima gas-čestice.

Stoga je u okviru ove teze razvijen matematički model za detaljnu simulaciju prodora bočnog mlaza u fluidizovani sloj (FS), prvenstveno sa aspekta doziranja gasovitog i tečnog goriva u ložišta sa FS. Detaljno poznavanje i razumevanje procesa doziranja i mešanja sa inertnim materijalom i vazduhom u okviru radnog prostora FS ložišta je od izuzetnog značaja za efikasno definisanje optimalnih radnih parametara ložišta. Zbog toga je u okviru teze razvijen sopstveni dvodimenzijski matematičko-numerički model mlaznog doziranja u FS, uz paralelno korišćenje komercijalnog CFD koda, koji sadrže više međusobno spregnutih segmenata, kao što su model turbulentnog strujanja gasa, model strujanja u poroznom medijumu odnosno kinetički model granularnog toka i model turbulentnog mešanja višekomponentnih i višefaznih sistema. Pri tome je korišćen Ojlerovski dvo-fluidni postupak modeliranja FS [14, 20, 21] gde se gas i gusta faza FS (sistem gas-čestice pri uslovima minimalne fluidizacije) posmatraju kao dva fluida sa različitim karakteristikama. U transportnim jednačinama prenosa količine kretanja efektivnog fluida, koji predstavlja gustu fazu FS, modelira se interakcija fluid-čestice pri uslovima minimalne brzine fluidizacije, kao i interakcija između samih čestica.

Jedan od dva numerička modela koji se u ovoj tezi predlažu je uprošćena verzija dvo-fluidnih modela, gde se gusta faza FS posmatra kao fiksni porozni medijum. Interakcija između gasa i čestica, kao i uslovi za pojavu mehurova i bezčestičnih zona,

se modeliraju na sličan način kao kod dvofluidnih modela, jedino je izostavljena simulacija kretanja čestica, odnosno guste faze. Numeričke simulacije su u ovom modelu izvedene u stacionarnim uslovima.

Drugi numerički postupak simulacije procesa u FS, koji se u ovom radu koristi, je Euler-Euler granularni model tj. model kinetičke teorije granularnog strujanja (KTGF-*“kinetic theory of granular flow“*), pri čemu je profesionalan CFD kod (FLUENT 6.3.26) primenjen na modeliranje interakcije između fluida i čestica granularne faze fluidizovanog sloja. U tezi je takođe sažeto predstavljen koncept kinetičke teorije granularnog strujanja. U ovom modelu simulacije su izvedene u nestacionarnim uslovima i opisuju prve trenutke formiranja mlaza u sloju.

Matematički modeli sadrže set međusobno povezanih, parcijalnih diferencijalnih jednačina, koji se rešavaju numeričkim metodama baziranim na metodi konačnih zapremina diskretizacije jednačina modela, uz formiranje niza sopstvenih algoritama i rutina, neophodnih za definisanje svih specifičnosti ovakvog sistema.

Rezultati proračuna primenom predloženih modela su upoređeni i validirani sa eksperimentima iz literature, kod kojih je na eksperimentalnom 2D modelu fluidizovanog sloja, uz pomoć video-kamere, obavljen niz merenja dužine prodora bočnog gasnog mlaza u FS.

Razvijeni postupci simulacije prodora mlaza u FS primenjeni su na analizu efekta, koji je registrovan u okviru eksperimenata na fluidizacionom pilot ložištu sa doziranjem tečnog goriva u sloj, kada je uočeno povlačenje zona intenzivnog sagorevanja ka oblastima dublje ispod površine sloja prilikom sagorevanja tečnog goriva sa značajnim sadržajem vode, u odnosu na gorivo bez, odnosno sa, manjim sadržajem vlage. Registrovan efekat navodi na zaključak da voda u gorivu intenzivira mešanja goriva i oksidatora i na taj način povećavaju globalnu brzinu reakcije sagorevanja u ložištu sa FS, u kome se gorivo dozira bočno u sloj. Ova pojava je primećena i kod lako i teže isparljivih tečnih goriva i može se objasniti povećanjem zapreminskog protoka mlaza za doziranje goriva u sloj, usled naglog prelaska vode iz goriva u parno stanje pri ulasku u fluidizovan sloj. U cilju razjašnjenja ovog efekta obavljene su numeričke simulacije prodora mlaza u FS trofaznih sistema: gas (gorivo, oksidator i vodena para), čestice sloja i voda, koja na izlazu iz mlaznice prelazi u parno stanje. Slučaj sagorevanja lako isparljivog goriva analiziran je simuliranjem prodora mlaza koji sadrži isparljive

komponente goriva i tečnu vodu (koja u FS ložištu naglo isparava), a slučaj teško isparljivog goriva razmatran je simulacijom mlaza sa mešavinom ulja i vode. Izvedeni proračuni su nestacionarni i modeliraju prve trenutke formiranja mlaza.

Na osnovu serije eksperimentalnih ispitivanja i numeričke simulacije procesa mlaznog doziranja različitih tečnih goriva na pilot instalaciji sa FS, predloženo je originalno rešenje termičke dezintegracije TTG u ložištu sa FS, u zavisnosti od kvaliteta i karakteristika goriva.

Država je usvojila nacionalnu strategiju za upravljanje otpadom [22], koja će u potpunosti uvesti evropske standarde u oblasti iskorišćenja otpada do 2019. U ovom trenutku je rešavanje problema akumulacije teških tečnih goriva (kao što je talog u rezervoarima sirove nafte, iskorišćena industrijska ulja i maziva i sl.) naročito problematično sa stanovišta zaštite životne sredine, jer se problem eliminacije ovih materija ne izvodi potpuno u skladu sa važećim ekološkim normama (karakterističan primer je problem nastao usled neadekvatnog rešavanja problema sa tečnim otpadom iz fabrike Zvezda-Helios iz Gornjeg Milanovca). Imajući u vidu sve veću potrebu i neophodnost rešavanja ovog problema u Srbiji pa i u regionu, moguće je graditi savremene, efikasne i ekološki prihvatljive kotlove sa sagorevanjem u fluidizovanom sloju za proizvodnju energije (toplotne i električne) u industriji i u sistemima daljinskog grejanja sagorevajući ovaj tip goriva koji se u kotlovima drugih tipova ne mogu sagorevati, ili se ne može ostvariti potrebna efikasnost sagorevanja i zadovoljiti obavezne ekološke norme. Ova teza afirmiše ova nastojanja.

2. SAGOREVANJE U FLUIDIZOVANOM SLOJU

U ovom poglavlju će biti dat prikaz osnovnih karakteristika, istorija, status i perspektive razvoja tehnologije sagorevanja u fluidizovanom sloju (SFS).

Kada je 16. decembra 1921. godine Fitz Winkler uveo gasovite produkte sagorevanja kroz dno suda ispunjenog koksom i tako izveo prvi ogled gasifikacije u fluidizovanom sloju, nije ni sanjao da je otvorio novo poglavlje energetike. Klimatske promene i koncept održivog energetskog razvoja učinili su važnijim nego ikad potrebu za čistom energijom iz fosilnih goriva, biomase i otpada, što je intenziviralo primenu SFS za proizvodnju energije (toplotne i/ili električne) i termičku dezintegraciju otpada.

„Otarasiti se otpada“ je pokretač uvođenja tehnologije SFS, da bi vremenom taj cilj evoluirao u „dobijanje čiste energije za budućnost“ i to pre svega zbog dve osnovne prednosti sagorevanja u FS u odnosu na dr. konvencionalne tehnologije i to:

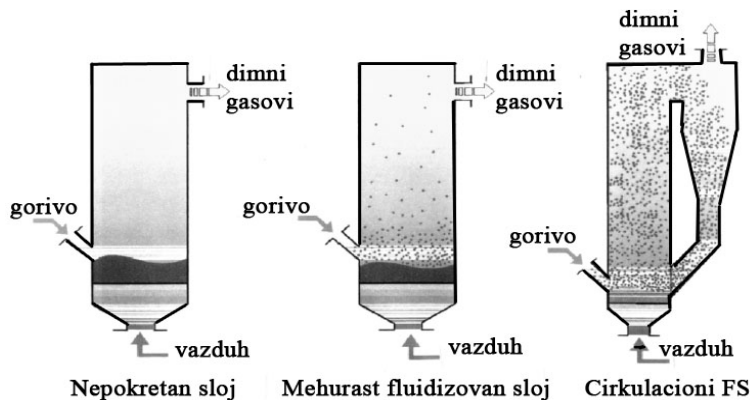
- mogućnosti sagorevanja takozvanih otpadnih/kritičnih goriva i
- smanjene emisije polutanata.

Iako su prva pilot postrojenja sa SFS puštena u rad 60'tih i 70'tih godina prošlog veka, punu tehnološku zrelost SFS postiže polovinom osamdesetih i od tada ova tehnologija je opšte prihvaćena pre svega zbog velike *fleksibilnosti u pogledu goriva* tj. mogućnosti sagorevanja niskokvalitetnih tzv. *kritičnih* goriva-goriva sa niskom toplotnom moći, velikim udelom balasta (vlage i pepela) i sumpora, teško ili nesagoriva u konvencionalnim postrojenjima. Ova prednost proističe iz činjenice da gorivo, koje čini 1-3% masenih ukupnog materijala sloja, sagoreva u usijanom sloju inertnog materijala (kvarcni pesak, pepeo, krečnjak/sorbent^{*}) koji se usled prostrujavanja vazduha sa dna ložišta nalazi u stanju lebdenja i pokazuje svojstva slična tečnosti - nalazi se u stanju fluidizacije. Brza disperzija unetog goriva u velikoj masi temperiranog inertnog materijala, intenzivno mešanje goriva, velika površina za razmenu i brz prenos toplote dodirrom sa česticama sloja omogućavaju sagorevanje goriva na nižoj temperaturi (760-900°C) u odnosu na kotlove sa sagorevanjem u letu. Niža temperatura sagorevanja znači značajno *smanjeno formiranje termičkog NO_x*, dok se *efikasno zadržavanje sumpora i halogena[†]* u ložištu postiže uvođenjem krečnjaka ili dolomita u

^{*}Osim krečnjaka sorbent može biti hepatit, dolomit i sl. zavisno od vrste goriva

[†] Cl, F, Br

sloj. Krečnjak u ovom temperaturskom opsegu, ne reaguje samo sa SO_2 formirajući kalcijum sulfat i kalcijum sulfid već vezuje i hlorovodonike i formira tečnu ili čvrstu fazu kalcijum hlorida. Šta više, intenzivno mešanje gasova u sloju sprečava formiranje CO i nesagorelih ugljovodonika čime se dobija visoka efikasnost sagorevanja [23].



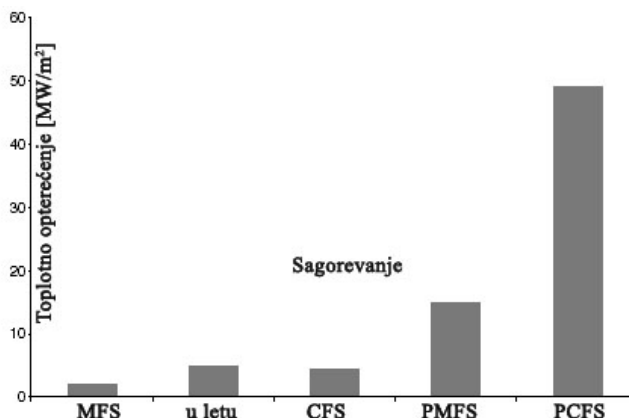
Slika 2.1. Stanja fluidizacije u ložištu sa fluidizovanim slojem

Tabela 2.1. Uporedne karakteristike kotlova sa FS i kotlova sa rešetkom i sagorevanjem u letu pri sagorevanju uglja [24, 25]

Karakteristike	Kotlovi sa sagorevanjem:			
	na rešetki	u mehurastom FS	u cirkulacionom FS	u letu
Visina sloja ili zone sagorevanja goriva [m]	0,2	0,5-2	10-30	27-45
Brzina prostrujavanja gasa [m/s]	1-2	1.2-3.5	3-10	>10
Višak vazduha [%]	20-30	20-25	10-20	15-30
Toplotno opterećenje po poprečnom preseku [MW/m^2]	0,5-1,5	0,5-1,5	3-5	4-6
Veličina čestice uglja [mm]	30-50	0-6 /50	6-10	<0,1
Opseg promene opterećenja	4:1	3:1	3-4:1	3:1
Stepen efikasnosti sagorevanja [%]	85-90	90-96	95-99,5	99-99,5
Azotni oksidi [ppm]	400-600	300-400	50-200	400-600
SO_2 zadržan u ložištu [%]	Ništa	80-90	80-90	Ništa

Zavisno od režima fluidizacije tj. brzine prostrujavanja gasova kroz sloj razlikuju se stacionaran ili mehurast fluidizovani sloj (čestice sloja se intenzivno haotično kreću,

ali je sloj kao celina nepokretan) i *cirkulacioni fluidizovan sloj* (inertni materijal sloja se nalazi u režimu brze fluidizacije i kreće se kroz celo ložište vertikalno naviše, a zatim se izdvojen iz struje produkata sagorevanja vraća na dno ložišta), odnosno kotlove sa mehurastim i cirkulacionim fluidizovanim slojem (sl.2.1) koji mogu raditi u uslovima atmosferskog pritiska ili u uslovima povišenog pritiska*. Prednosti i uporedne karakteristike kotlova sa sagorevanjem u FS i konvencijalnih kotlova za sagorevanje na rešetki i u letu su date u tabelama 2.1, 2.2. i 2.3 i slici 2.2.



Slika 2.2. Toplotno opterećenje ložišta zavisno od tipa sagorevanja [25]

Na osnovu toplotnog opterećenja ložišta po poprečnom preseku (slika 2.2), kao i na osnovu nekih drugih pokazatelja CFS i kotlovi sa sagorevanjem uglja u letu su međusobno konkurentni, ali ne i u slučaju sagorevanja goriva male toplotne moći i sa povećanim sadržajem sumpora. Naime, iako su kapitalni troškovi za CFS postrojenja 5-10% veći u odnosu na kotlove sa sagorevanjem u letu ali bez uređaja za prečišćavanje gasova[†] (SO_x i NO_x), oni će u slučaju potrebe za prečišćavanjem izlaznih gasova biti 8-15% niži u korist CFS kotlova. Osim toga, cena goriva za CFS je manja zbog upotrebe niskokvalitetnog goriva već i velike fleksibilnosti u pogledu goriva (tabela 2.3.).



Iako kotlovi sa MFS i CFS funkcionišu na istom principu (sagorevanje u sloju temperiranog inertnog materijala), njihovi konstrukcioni parametri se veoma razlikuju i zavise pre svega od vrste goriva i zahtevanih parametara pare, propisanih regulativa o

* Engleska terminologija i skraćenice su, respektivno: BFB –bubbling fluidized bed, CFB–circulating fluidized bed, AFBC–atmospheric fluidized bed combustion, PFBC–pressurized bubbling fluidized bed, PCFB–pressurized circulating fluidized bed

[†] FGD- flue gas desulfurizator (sistem za odstranjivanje sumpora iz dimnih gasova), SCR-selective catalytic reduction scrubber

emisiji, od proizvođača, karakteristika mesta instaliranja i sl.. Glavne konstruktivne razlike date su u tabeli 2.2.

Tabela 2.2. Uporedne karakteristike kotlova sa mehurastim (MFS) i cirkulacionim fluidizacionim slojem (CFS) [24,25]

	MFS	CFS
		
Parametri		
Temperatura sagorevanja [°C]	760-870	800-900
Dimenzije čestice goriva [mm]	do 50	do 10 (6÷10)
Brzina fluidizacije [m/s]	1÷3,5	3÷10
Cirkulacija materijala sloja	ne*	da
Granulacija čestica inertnog materijala [mm]	0,5-2	0,05-0,03
Koncentracija čestica	visoka u, niska iznad sloja	opada po visini ložišta
Krupnoća čestica krečnjaka† [mm]	0,3-0,5	0,1-0,2
Srednje vrednosti parametara pare		
Protok pare [kg/s](opseg)	36 (13-139)	60 (12-360)
Temperatura pare [°C] (opseg)	466 (150-543)	506 (180-580)
Pritisak pare [bar] (opseg)	72 (10-160)	103 (10-275)







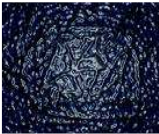
Kotlovi sa cirkulacionim FS imaju, u odnosu na kotlove sa mehurastim FS imaju: veću efikasnost sagorevanja, efikasnije zadržavanje sumpora u sloju, manji poprečni presek ložišta i manji broj dozir-mesta po poprečnom preseku ložišta. Istovremeno, kotlovi sa CFS su znatno složenije konstrukcije - izrada im je skuplja, skuplja je i priprema goriva i sorbenta zbog usitnjavanja goriva ispod 10 mm, a krečnjaka ispod 0,5 mm (vidi tabelu 2.2.), veća im je i sopstvena potrošnja električne energije itd. Iz navedenog može se zaključiti da kotlovi sa MFS i CFS nisu međusobno konkurentni ili ako jesu to je u veoma uskom opsegu instalisanih snaga. Naime, kotlovi sa MFS imaju prednost u oblasti manjih i srednjih snaga do 50 MW_{th}, pri sagorevanju reaktivnijih goriva, goriva sa veoma promenljivim sadržajem vlage, naročito pri sagorevanju otpada i biomase, i u slučaju umerenih propisa o emisiji. MFS kotlovi, toplovodni i parni, su našli primenu kao industrijski kotlovi (za proizvodnju toplotne ili kombinovanu

* Moguća je organizacije cirkulacija nesagorelih čestica u slučaju lošeg sagorevanja. Međutim, cirkulacija čestica u MFS u poređenju sa CFS je zanemarljiv deo procesa sagorevanja.

† Ukoliko je potrebno odsumporavanje u FS

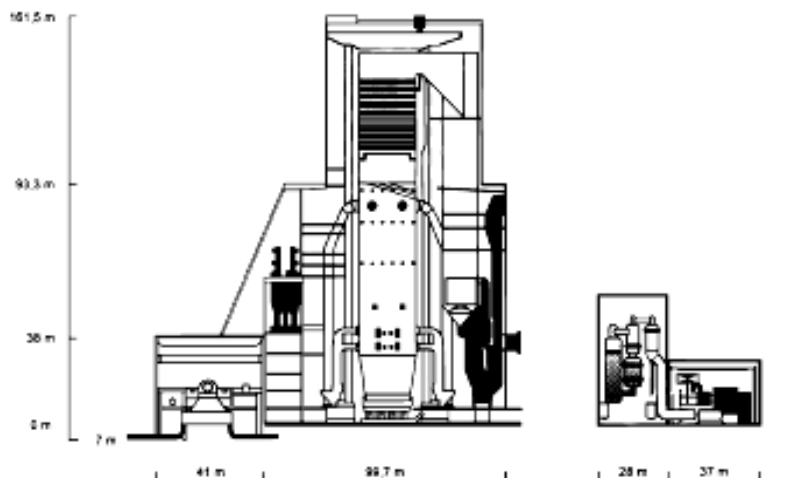
produkciju toplote i električne energije) i u sistemima centralnog i daljinskog grejanja. Kotlovi sa CFS imaju prednost u oblasti većih snaga (preko 100 MW) pri sagorevanju niskoreaktivnih ugljeva i u uslovima oštrog propisa o emisiji. Gotovo da su isključivo parni, industrijski, a odskora su integrisani i u elektroenergetske sisteme. U oblasti snaga 50÷100 MW_{th}, oba tipa kotla SFS su ravnopravna i koji će tip kotla biti odabran zavisi od konkretnih eksploatacionih uslova i tehno-ekonomskih pokazatelja [24].

Tabela 2.3. Potencijalne prednosti sagorevanja u FS

▪ Ekonomske prednosti							
<i>Fleksibilnost u pogledu kvaliteta goriva</i>							
Ugalj i ostaci prerade	Ostaci prerade drveta	Mulj	Komunalni otpad	Produkti proizvodnje nafte	Gas	Ostaci iz poljoprivrede	
Ugljeni prosljoci		Ostaci iz papirne industrije	RDF*	Nafta	Prirodan	Slama	
Ugljena prašina i emulzija od ispiranja uglja		Pulpa od recikliranog papira		Talag iz rezervoara sirove nafte	Tečni naftni gas i dr.	Ostaci iz proizvodnje ulja i biodizela	
Otpad iz mlina		Kanalizacioni otpad	Komunalno smeće	Katran			
 		Tar	Papirno smeće		Uljani škrljci		Ljuske od uljarica i sl.
			Izdobljena guma (TDF)†				
<p>Navedena goriva mogu sagorevati u FS samostalno ili kosagorevati sa ugljem, bez promene konstrukcijskih performansi kotla.</p>							
<i>Velika efikasnost sagorevanja</i>							
MFS				CFS			
90-96%				95-99.5%			
<p>Ukupni stepen efikasnosti kotlova sa SFS može biti 84% (+2%) [26], odnosno 75÷92% (sračunato na gornju toplotnu moć goriva) [27]. Sa povećanjem kapaciteta kotlovske jedinice raste i stepen efikasnosti kotla.</p>							
<i>Kompaktnija konstrukcija-redukcija dimenzija u odnosu na klasične kotlove</i>							
<p>Intenzivni prenos toplote između sloja i uronjenih izmenjivačkih površina rezultuju sveukupnim smanjenjem dimenzija kotlova sa SFS.</p>							

* Refuse derived fuel

† Tyre Derived Fuel



Slika 2.3. Poređenje dimenzija klasične kotlovske jedinice za sagorevanje sprašenog uglja (800 MW_{el}) i jedinice sa CFS pod pritiskom (500 MW_{el}) [28]

Kompaktniju konstrukciju i bolje karakteristike sagorevanja pokazuju FS kotlovi koji rade na povišenom pritisku (slika 2.2. i 2.3.).

Nije potrebna skupa priprema goriva (sušenje i mlevenje)

Pepeo se lakše otklanja, nema stopljenih naslaga na grejnim površinama

Kako je temperatura sagorevanja u FS u opsegu 760-900 °C čak i goriva sa niskom temperaturom topljenja pepela mogu sagorevati bez formiranja naslaga pa nisu potrebni duvači čađi sa izmenjivačkih površina. Pepeo se lako otklanja - on "ističe" sa dna ložišta poput tečnosti pa se ne troši dodatna energija za njegovo uklanjanje.

Moguća rekonstrukcija klasičnih kotlova.

Koji se zbog nedostatka tečnog goriva ili nemogućnosti zadovoljenja pooštrenih ekoloških propisa ili usled dotrajalosti moraju staviti van upotrebe. U tom slučaju zamena kotlova sa sagorevanjem na rešetki ili sa sagorevanjem tečnih goriva do 50 MW_e se vrši kotlovima sa sagorevanjem u mehurastom fluidizovanom sloju, a kotlovi sa sagorevanjem u letu se uspešno rekonstruišu u kotlove sa cirkulacionim FS.

▪ **Prednosti vezane za zaštitu životne sredine**

Zadržavanje SO_x u sloju

Dodavanjem krečnjaka (CaCO₃) u FS (u količini koje obezbeđuju moljski odnos Ca/S ≤ 5 kod kotlova sa MFS, odnosno Ca/S ≤ 2 kod kotlova sa CFS) moguće je zadržati i do 95% SO₂ u sloju vezivanjem u čvrst kalcijum sulfat CaSO₄. Efikasno zadržavanje sumpora je moguće zahvaljujući velikoj specifičnoj površini sorbenta i dužem zadržavanju u ložištu. Kako SFS kotlovima nisu potrebni uređaji za odsumporavanje dimnih gasova to znatno smanjuje njihove investicione troškove [24].

Niska emisija NO_x

Se ostvaruje pre svega zbog niže temperature sagorevanja. Podaci o kotlovima sa CFS u komercijalnoj upotrebi pokazuju emisiju NO_x-a u granicama 50-150ppm [25]. Emisija iz kotlova sa MFS je nešto veća.

Nedostaci FS kotlova, u odnosu na konkurentne kotlove sa sagorevanjem u letu su:

- povećana produkcija čvrstog ostatka (pepela i gipsa), ne samo zbog sagorevanja lošijeg goriva (sa većim udelom mineralnih materija) već i zbog dodavanja sorbenta; u velikom broju slučajeva ovaj ostatak se može koristiti u građevinarstvu, za proizvodnju cementnih blokova* i sl. (prema podacima iz 2002. godine 77% ovog ostatka/pepela i gipsa u SAD je reciklirano u cementnoj industriji),
- iako je emisija NO_x u FS drastično smanjena, povećana je emisija N₂O[†]-važnog "greenhouse" gasa, koja se može redukovati na više načina: upotrebom goriva sa većim sadržajem volatila, ubrizgavanjem NH₃ ili dodavanjem sorbenta u sloj,
- iako mogu sagorevati kritična i niskovredna goriva koja se ne mogu sagorevati u konvencijalnim kotlovima, ipak su MFS kotlovi osetljivi na velike varijacije kvaliteta tj. promenu goriva te su stoga retko integrisani u velike elektroenergetske sisteme.

2.1 Istorijat razvoja kotlova sa FS

U tekstu koji sledi navedeni su hronološki značajni događaji u svetu za razvoj tehnologije sagorevanja u FS.

Značajni događaji (u svetu)

- 1922. Winkler-ov patent za gasifikaciju lignita u FS
- 1950.- NCB (national Coal Board) u Velikoj Britaniji započinje istraživanje
- 1960. sagorevanja uglja u FS u cilju povećanja tržišne konkurentnosti uglja o odnosu na tečna goriva
- 1965. Započet Program Sagorevanja u Fluidizacionom Sloju[‡] na atmosferskom pritisku u SAD (1965-1992)
- 1965. Instalirano prvo pilot postrojenje sa MFS
- 1970. U SAD osnovana EPA[§] koja je protežirala FBC tehnologiju u odnosu na konvencionalne tehnologije za sagorevanje uglja
- 1972. Potpisan ugovor za izgradnju industrijskog postrojenja sa kotlovima sa FS u

* Zavisno od vrste goriva koje se koristi u FS, potrebno je izvršiti ličing test za teške metale ukoliko su sadržani u pepelu goriva

† Ovo voži samo za sagorevanje uglja, ova konstatacija ne stoji za sagorevanje tečnog goriva u FS, jer ona u sebi sadrže mnogo manje azota od uglja, a prisutni radikali hidrokarbonata prilikom pirolize tečnih goriva drastično smanjuju N₂O tako da se on gotovo ne detektuje u dimnim gasovima

‡ Atmospheric Fluidized Bed Combustion Program

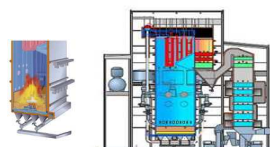
§ Environmental Protection Agency

Rivesville-u

- 1973. EPI* pustio prvu instalaciju sa SFS u SAD na otpadnu biomasu
- 1975. Pušten u rad prvi MSF kotao na uglj u Renfrew-u, Škotska
- 1976. Startovan Rivesville (MSF), 30 MW_e
- 1978. Evropska Komisija započela program podrške FS tehnologiji sa demonstracionim projektima do 1990.
- 1979. Foster Wheeler izgradio prvo industrijsko postrojenje sa CFS
- 80'-tih Razvoj kotlova sa SFS u razvijenim zemljama ulazi u komercijalnu fazu
- 1981. Alstrom (današnji Foster Wheeler) napravio prvi kotao sa CFS na uglj
- 1981. EPI pustio u rad prvi komercijalni MFS kotao na biomasu kao glavnim gorivom

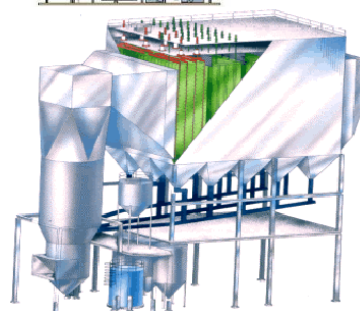
Sredina

- 80'-tih Prvi HIBEX (MSF), Kvairner



- 1982. Instaliran prvi Lurgi Lentjes† CFS

[29]



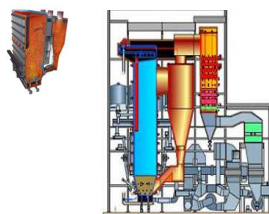
- 1983. Foster Wheeler instalirao prvi komercijalni CFS na biomasu kao glavno gorivo
- 1986. Započeo The Clean Coal Tehnology (CCT) Demonstration Program u SAD. Završen 1993.
- 1988. Započet *large scale* (142 MW_{e1}) MSF projekt u SAD.
- 1988. Instaliran prvi CIRCOFLUID‡, Babcock
- 1992. Foster Wheeler instalirao prvi INTREX (kotao sa CFS kompaktnije konstrukcije)
- 1994. Green Aid Programe za azijsko-pacifičke zemlje-uvode se kotlovi sa CFS

* Energu products of Idaho

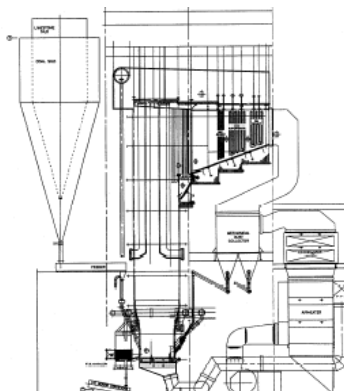
† CFS tehnologija koja koristi leteći pepeo i produkte desulfatizacije kao inertni materijal sloja za multifunkcionalno prečišćavanje dimnih gasova.

‡ Kotao sa kombinovanim sagorevanjem u MFS i CFS

1994. Prvi CYMIC (CFS), Kvairner



1996. Prvi IR^{*}-CFB B&W (CFS)



1999. IEA (International Energy Agency) započela FBC implementin agreement, za sada broji 12 zemalja potpisnica sporazuma

2003. Foster Wheeler konstruisao prvi superkritični kotao sa CFS u Poljskoj-start planiran za 2009.

Slede hronološki značajni događaji za razvoj tehnologije sagorevanja u FS kod nas.

Značajni događaji (u Srbiji)

1975. Započet program istraživanja i razvoja tehnologije sagorevanja u FS

1980. Izgrađena 2 eksperimentalna ložišta za sagorevanje čvrstih goriva u MFS (2 kW_t i 200 kW_t) u Institutu u Vinči

U fabrici “Cer”, Čačak izgrađena 2 prototipa ložišta SFS (0,5 MW_t i 1 MW_t)

1982. Fabrika “Cer”, Čačak izgradila i pustila u rad prva dva industrijska ložišta za sagorevanje uglja u SFS, snage po 4,5 MW_t. Od tada je ova fabrika proizvela i pustila u rad više od 40 ložišta sa SFS snage od 1-4,5 MW_t, koja sagorevaju ugalj i biomasu.

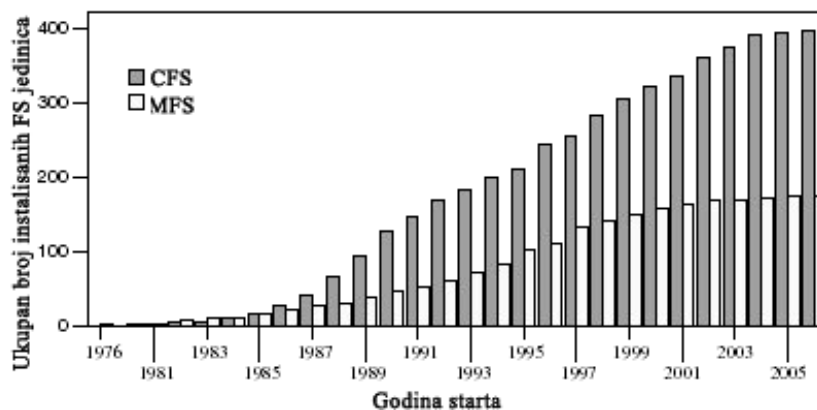
1982. Institut VINČA u saradnji sa fabrikom “Cer”, Čačak i fabrikom kotlova MINEL, počinje razvoj kotlova SFS.

* Internally Recycled within the furnace/ sistem za recirkulaciju čestica unutar ložišta sa CFS

1986. U Institutu u Vinči pušten u rad prvi industrijski kotao u bivšoj Jugoslaviji, snage 10 MW_t. Kotao je izgrađen rekonstrukcijom postojećeg kotla na mazut.
- Oktobarska nagrada grada Beograda za kotao u Vinči i do tada realizovane kotlove sa FS.
1988. Fabrika kotlova MINEL pušta u rad dva parna kotla SFS, snage 2,5 MW_t.
1988. Fabrika MIN, Niš gradi kotao SFS snage 6 MW_t.
1990. Fabrika kotlova MINEL je za potrebe industrije celuloze konstruisao kotao SFS kapaciteta 20t/h pare.
2009. Ministarstvo za nauku i tehnologiju Republike Srbije , ponovo finansira projekat sa tematikom FS. Otvaraju se perspektive za manje jedinice za sagorevanje raznog otpadnog goriva u MFS.
2011. Izgrađen demonstracioni industrijski toplovodni kotao sa MFS u fabrici TIPO kotlogradnja u Beogradu u saradnji sa Institutom Vinča

2.2 Status i perspektive razvoja kotlova sa FS

Može se smatrati da je tehnologija sagorevanja u FS dostigla svoju punu zrelost za kogenerativnu* i industrijsku primenu. Njen razvoj, u svoje dve osnovne varijante (MFS i CFS) prikazan je kumulativnim dijagramom (slika 2.4.).



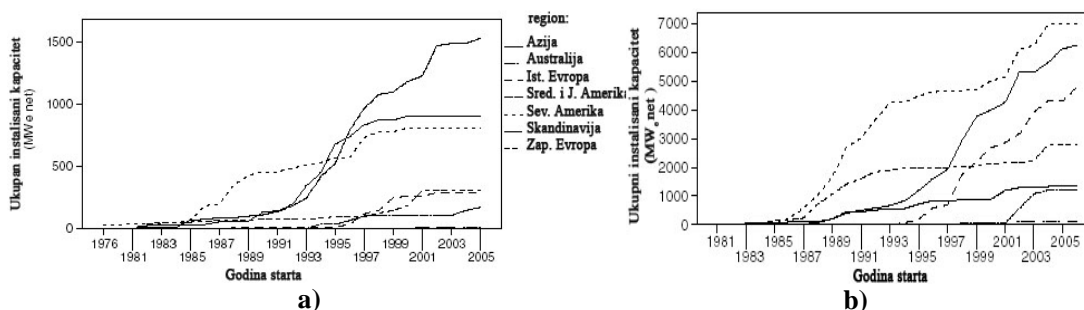
Slika 2.4. Širenje FS tehnologije [27]

MFS pokazuje ravnomerniji godišnji rast instalisanih kapaciteta (skok je zabeležen ranih 90'tih) od CFS tehnologije koja eksponencijalno raste u periodu od

* Kogeneracija-istovremena proizvodnja električne i toplotne energije, CHP-Combined Heat and Power

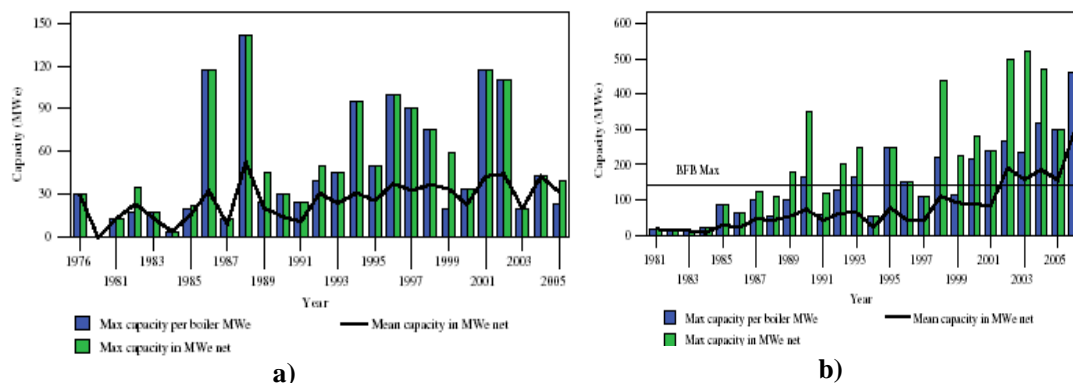
1986.-2003. godine i po broju instaliranih jedinica globalno prevazilazi prethodnu tehnologiju.

Šira primena tehnologije sa SFS nije ograničena samo na SAD i Evropu (Veliku Britaniju, Nemačku i skandinavske države- Finsku i Švedsku) već je ona u ekspanziji i u azijskim državama posebno Kini, Indiji i Japanu. Pokretači razvoja i širenja SFS tehnologije (slika 2.5) su regulisano tržište, propisi vezani za zaštitu životne sredine i RD&D* programi i specifičnosti koji se razlikuju od regiona do regiona, a vezani su pre svega za raspoloživo gorivo (njegov kvantitet i kvalitet).



Slika 2.5. Širenje a) MFS i b) CFS po regionima [27]

Komercijalni probaj MFS (slika 2.5a) je započeo u Severnoj Americi gde je kao gorivo korišćen uglj i otpaci drvne industrije, da bi 90'tih CFS tehnologija polako počela da preuzima primat. Istovremeno interesovanje za MFS u skandinavskim[†] državama raste, i to pre svega za sagorevanje biomase i otpada iz papirne industrije.



Slika 2.6. Maksimalni instalirani kapaciteti a) MFS i b) CFS po godinama [27]

U isto vreme raste i broj kapaciteta MFS u Aziji gde je kao gorivo najpre korišćen uglj lošijeg kvaliteta, da bi zatim biomasa uzela primat (u Kini je početkom 90'tih preko 2000 MFS jedinica bilo u eksploataciji , a u Indiji preko 200 [31]).

* Research, development and demonstration-istraživanje, razvoj i demonstracija

† Vodeće zemlje regiona u primeni FS tehnologije su Švedska i Finska

Proboj CFS tehnologije (slika 2.5b) počeo je u Severnoj Americi i Zapadnoj Evropi^{*}, gde je dominantno gorivo najpre bio uglj. U Zapadnoj Evropi od početka 90'tih ukupni instalisani CFS kapaciteti su približno ostali isti jer se sa većih kapaciteta na uglj prešlo na one manje od 50 MW_e i na manje od 20 MW_e na biomasu [27] i to pre svega zahvaljujući zakonskim regulativama koje su stimulisale jedinice manjeg kapaciteta i na biomasu. U Severnoj Americi PURPA[†] je stimulisala izgradnju CFS jedinica do 100 MW_e do 2000. godine (slika 26.) od kada se grade jedinice i od preko 400 MW_e. Skandinavске zemlje imaju konstantan rast od sredine 80'tih, a u Aziji je brz rast širenja CFS tehnologije zabeležen od 90'tih godina. U isto vreme je sličan trend prate i zemlje Istočne Evrope (Poljska i Češka) gde su instalirani novi kapaciteti, a starije jedinice na uglj rekonstruisane CFS tehnologijom.

U komercijalnoj upotrebi, danas imamo FS jedinice sa kapacitetom u opsegu od 1 MW_{th} ÷ 500 MW_e (≈1000MW_{th}) instalisane snage (slika 26.), pri čemu CFS tehnologiji pripada maksimalni instalisani kapacitet od 520 MW_e (Alstom), a MFS od 142 MW_e (Alstom) [27], gde približno 75% svih instalisanih SFS kapaciteta u svetu pripada CFS tehnologiji. To je preko 600 instalisanih FS kotlova sa snagom većom od 20 MW_{th}, sa ukupnim instalisanim kapacitetom od preko 70000 MW_{th}, širom sveta [30]. Region Azije je dominantan u primeni SFS tehnologije sa 52 % svih instalisanih kapaciteta u svetu, Severna Amerika broji oko 26%, Evropa 22%, ostatak čini nekolicina instalisanih jedinica u Latinskoj Americi i na Srednjem Istoku (≤ 1%) [31]. Procenjuje se da će do 2020. biti instalisano još oko 150 GW_{th} SFS jedinica na globalnom nivou, i to 125 GW_{th} u Kini, u Severnoj Americi 17 GW_{th} i Indiji 6 GW_{th} [27]. Takođe postoje zahtevi za dodatnih 70 GW_e energije dobijene iz otpada i biomase što je potencijalna mogućnost za MFS tehnologiju koja sagoreva ovu vrstu goriva [27].

Na osnovu dosadašnjeg iskustva dve su osnovne primene SFS tehnologije kao:

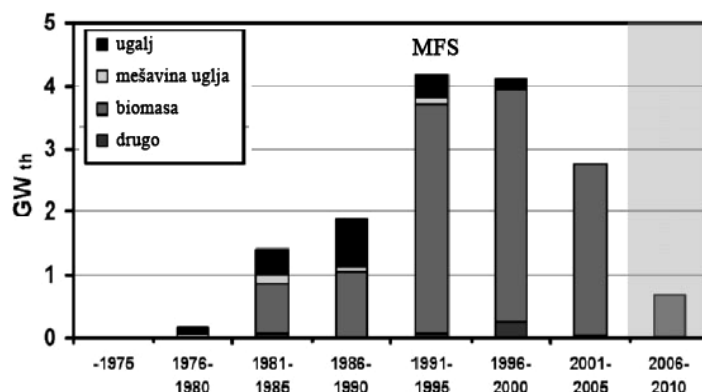
1. MFS jedinice male i srednje snage (≤100 MW_{th}) za proizvodnju toplotne ili toplotne i električne energije (kogeneracija[‡]), za potrebe grejanja i industrijskih procesa, koje sagorevaju biomasu ili otpadne materije, samostalno ili uz kosagorevanje uglja (slika 2.7). Kako često ova goriva imaju visok sadržaj volatila i

^{*} Nemačka je vodeća zemlja Zapadne Evrope po zbirnom kapacitetu instalisanih jedinica.

[†] The Public Utility Regulatory Policies Act of 1978

[‡] CHP-combined heat and power

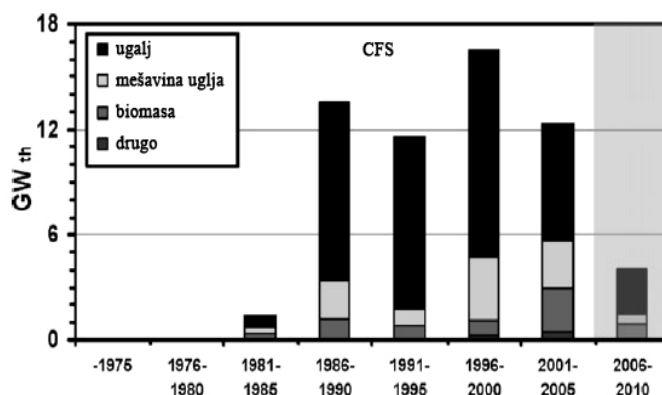
vlage nisu uvek neophodne izmenjivačke površine u sloju za regulaciju temperature sloja, već se one često izvode samo po toku dimnih gasova.



Slika 2.7. Distribucija goriva u MFS jedinicama u svetu 2005. godine [30]

MFS tehnologija je tržišno sve konkurentnija zahvaljujući sve strožijim direktivama za uklanjanje otpada* i rastućom potrebom da se komunalni, industrijski i poljoprivredni otpad efikasno sagoreva uz zadovoljenje ekoloških propisa.

2. Energetske CFS jedinice velikih snaga (do 1000 MW_{th}) sa ugljem kao glavnim gorivom (slika 2.10.) sa izmenjivačkim površinama smeštenim i u ložištu (ekranske cevi) i u povratnom recirkulacionom vodu ("return leg") ispod ciklona i po toku dimnih gasova. Količina oslobođene toplote u ložištu i primarnom recirkulacionom vodu kao i po toku dimnih gasova varira zavisno od radnog goriva [28].

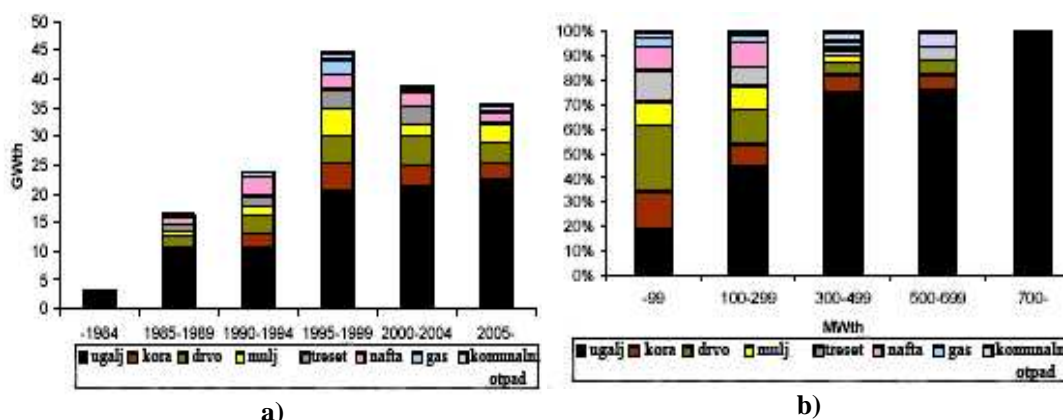


Slika 2.8. Zastupljenost goriva u CFS jedinicama u svetu do 2005. godine [30]

Što se velikih energetske kotlova tiče CFS tehnologija vodi tržišnu trku sa kotlovskim jedinicama sa sagorevanjem u letu (sl.2.2) gde joj fleksibilnost u

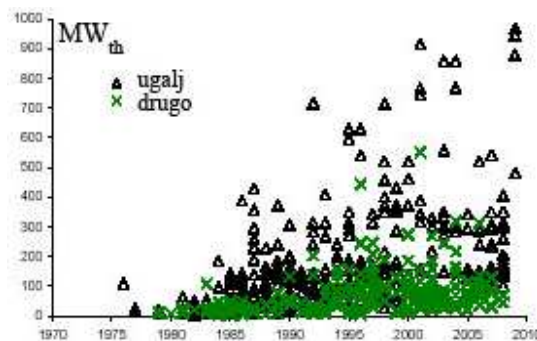
* Council directive 1999/31/EC 26. april 1999. on the landfill of waste

pogledu goriva i smanjena emisija polutanata daje prednost nad pomenutom tehnologijom



Slika 2.9. Kompilacija referenc liste vodećih proizvođača SFS kotlova*: Alstom, Foster Weeler i Metso Power (Kvaerner); klasifikacija SFS po a) godinama i korišćenom gorivu, b) kapacitetu jedinica i udelu korišćenog goriva [28]

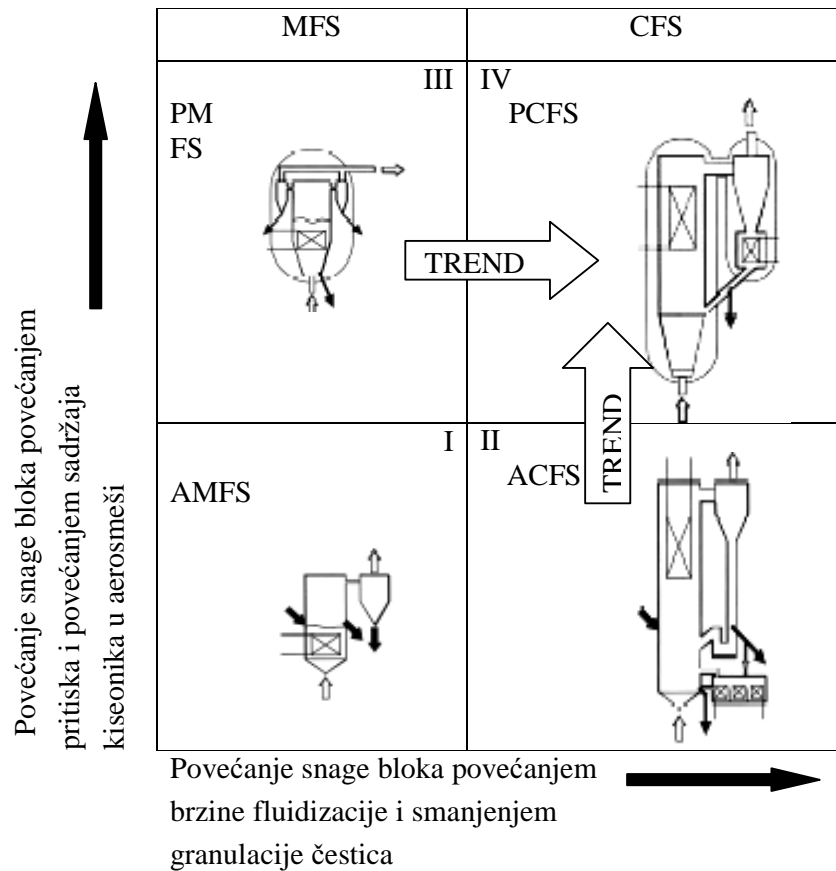
Sa dijagrama 2.9 i 2.10. zapaža se značajan godišnji porast snaga instalisnih FS jedinica, prvenstveno energetskih FS kotlova na ugalj.



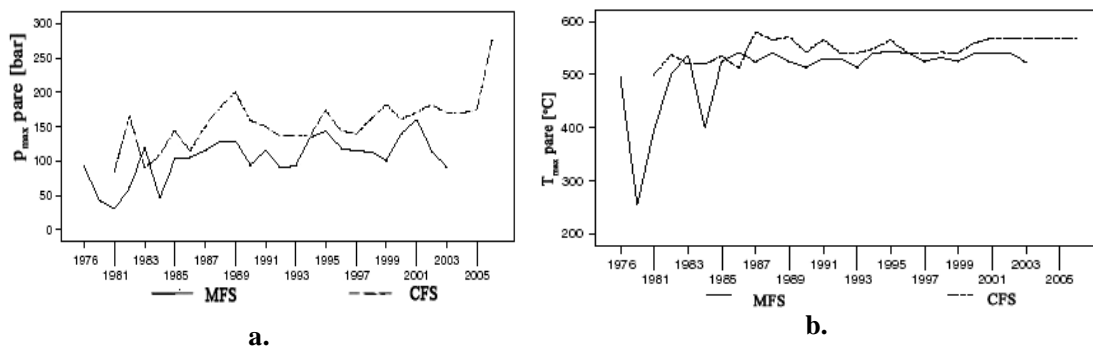
Slika 2.10. Klasifikacija kotlovskih jedinica prema vrsti korišćenog goriva: Δ - jedinice sa ugljem kao glavnim gorivom, \times - jedinice sa glavnim gorivom koje nije ugalj.

Dalji razvoj SFS tehnologije podrazumeva veći stepen efikasnosti koji se između ostalog postiže povećanjem pritiska i temperature pregrejane pare (dostizanjem kritičnih parametara pare) tj. razvojem kotlova sa FS sa sagorevanjem pod pritiskom (slika 2.11.) sa superkritičnim parametrima proizvedene pare

* kompilacija (od ukupno 715 jedinica) ne obuhvata sve FS kotlove instalisane u svetu, već samo podatke od 3 navedena proizvođača ovih kotlovskih jedinica. Kina ima veliki broj instalisanih i jedinica u izgradnji koje nisu obuhvaćene u ovoj analizi



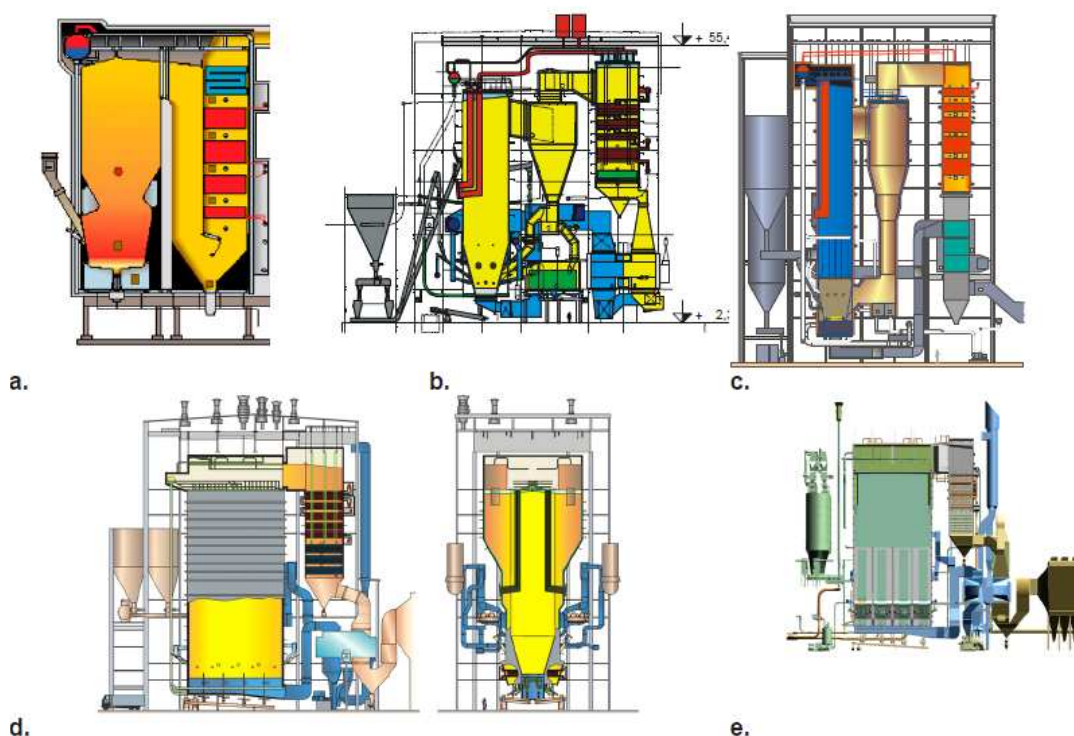
Slika 2.11. Trend razvoja kotlova sa FS



Slika 2.12. Razvoj maksimalnih parametara pare: a. pritiska i b. temperature za MFS i CFS instalacije

U slučaju CFS tehnologije zapaža se trend rasta parametara pare (p_{max} i T_{max}) ka kritičnim vrednostima pregrejane pare. Dijagram (sl. 2.12) takođe pokazuje povećanje parametara pare i kod MFS instalacija iako su oni nižih vrednosti u odnosu na CFS, što ukazuje na rast stepena efikasnosti FS jedinica poboljšanjem parametara proizvedene

pare. Na slici 2.13 data su neka od konstrukcionih rešenja FS kotlova sa radnim parametrima.



Slika 2.13. Neka od konstrukcionih rešenja FS kotlova: **a.** MSF kotao Metso Power ACZ* za sagorevanje otpada (RDF, TDF i sl.); **b.** energetska CFS kotao Alstom Sulcis, Italija (340 MW_e, parametri pare: 197 bara, 565/580°C, 1026 t/h), pušten u rad 2006.; **c.** energetska CFS kotao Metso Power CZMIC, Manitowoc Public Utilities, Viskonsin, SAD (160 MW_{th}, 60kg/s, 103 bara, 541 °C), sagoreva naftni koksi, mrki uglj, startovan 2005.; **d.** jedan od 3 kompaktna Foster Wheeler energetska CFS kotla u Turow'u u Poljskoj (3x557 MW_{th}, 195/181 kg/s, 170/39 bara, 568/568°C) gorivo-lignit, startovane od 2003. do 2004.; **e.** Foster Wheeler superkritični† energetska CFS kotao, Lagisza, Bedzin, Poljska (996 MW_{th}‡, 361/306 kg/s, 275/50 bara, 560/580 °C), startovan 2009. godine.

Kao što je već ranije rečeno, problem globalnog zagrevanja traži nove i efikasnije metode sagorevanja u FS (superkritični energetska CFS kotao-Lagisza napr. povećanjem svoje efikasnosti smanjuje emisiju CO₂; kosagorevanje biomase i uglja je takođe način smanjenja emisija CO₂), uključujući i postrojenja sa 0-tom emisivnošću* CO₂ tj.

* Advanced Combustion Zone

† Energetska kotao sa superkritičnim parametrima proizvedene pare

‡ 460 MW_e

postrojenja sa takozvanim izvajanjem i skladištenjem CO₂[†] - CCS. Trenutno su, što se SFS tehnologije tiče, razvijena dva CCS procesa:

- *sagorevanje u atmosferi obogaćenom kiseonikom[‡] i*
- *oksidacija goriva u dvostepenom hemijskom reaktoru[§].*

Sagorevanje u atmosferi obogaćenom kiseonikom podrazumeva proces sagorevanja goriva u smeši čistog kiseonika i recirkuliranih dimnih gasova, gde se temperaturu sagorevanja reguliše količinom recirkuliranih dimnih gasova. Kiseonik potreban za proces sagorevanja se dobija u uređaju za separaciju vazduha^{**} (cryogenicair-separation). Ovaj proces primenjen na tehnologiju sagorevanja u FS još uvek u demonstracionoj fazi na pilot postrojenjima male snage [28].

Drugi CCS proces baziran na SFS tehnologiji je *oksidacija goriva u dvostepenom reaktoru*, u kome se čestice oksida metala (gvožđe, nikal, bakar ili mangan) koriste za transport kiseonika^{††} iz vazduha do goriva. Sistem se sastoji od dva odvojena reaktora za vazduh i gorivo. U reaktoru za gorivo čestice sloja-oksidi metala reaguju sa gorivom: $(2n+m)Me_xO_y + C_nH_{2m} \rightarrow (2n+m)Me_xO_{y-1} + mH_2O + nCO_2$ (egzotermna reakcija). Osiromašene čestice oksida metala se zatim transportuju u reaktor za vazduh gde se reoksiduju kiseonikom iz vazduha: $Me_xO_{y-1} + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow Me_xO_y$ (endotermna reakcija). Reoksidisane čestice se zatim ponovo vraćaju u reaktor za gorivo za novi ciklus. Ukupan toplotni bilans redukcije i oksidacije oksida metala i goriva je istog reda veličine kao i kod konvencionalnog sagorevanja, gde su kiseonik i gorivo u direktnom kontaktu, ali je prednost dvostepene oksidacije u tome što se za razliku od uobičajenog sagorevanja izdvaja skoro „čist“ CO₂, ne razblažen azotnim oksidima, pa nisu potrebni skupi separatori CO₂, poput ASU O₂ kod napred pomenutog CCS sistema. Oksidacija u dvostepenom reaktoru je uspešno primenjena na malim laboratorijskim (do 50 kW) aparaturama i demonstracionim pilot postrojenjima snage do 100 kW. Za uspešnu primenu ovog procesa na FS postrojenja od ključne je važnosti pronaći jeftine i visoko

* Zero emission plant

† CCS-carbon capture and storage, system za zadžavanje i skladištenje CO₂

‡ Oxyfuel combustion-O₂/CO₂ recycle combustion

§ The chemical looping process-Me_xO_y/ Me_xO_{y-1}

** ASU-Air Separation Unit

†† Oxygen carriers

2. SAGOREVANJE U FLUIDIZOVANOM SLOJU

reaktivne prenosiocice kiseonika do goriva (oksidatore), koji mogu da podnesu uslove u sloju (fragmentaciju, abraziju) a da ne aglomeriraju.

Na osnovu svega navedenog se može zaključiti da budućnost SFS tehnologije posebno na polju velike energetike zavisi i od uspešne primene CCS šema. Naime EU i ostale razvijene zemlje (SAD, Australija...) su uvele takse na emisiju CO₂ iz energetskih postrojenja koje stimulišu upotrebu CCS procesa, a u bliskoj budućnosti će upotreba istih biti neminovnost.

Perspektiva razvoja SFS tehnologije za dobijanje "čiste"energije je dobra ali da bi se dobila tržišna trka sa konkurentnim tehnologijama (sagorevanje u letu za jedinice velikog kapaciteta, sagorevanje na rešetki za jedinice malog kapaciteta) potrebna su dalja usavršavanja, kao što je razvoj kotlova sa superkritičnim parametrima pare kao i SFS postrojenja sa zadržavanjem i skladištenjem CO₂.

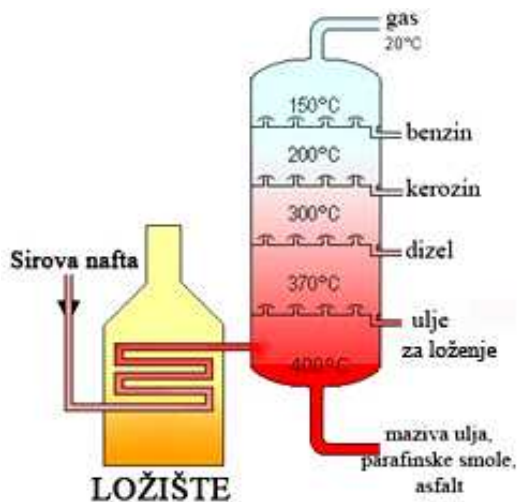
3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FLUIDIZOVANOM SLOJU - PREGLED LITERATURE

U zemljama, poput naše, u kojoj su izvori primarne energije ograničeni, postoji i sve više će biti izražena potreba za korišćenjem sopstvenih raspoloživih goriva, i to prvenstveno za potrebe industrije i centralnog grejanja, ne bi li se delimično zamenilo uvezeno tečno gorivo i gas. U tom slučaju otpadna tečna goriva predstavljaju jedno od mogućih goriva izbora, a kotlovi sa SFS mogu imati značajnu ulogu u proizvodnji toplotne i električne energije za sektor industrije, poljoprivrede i za grejanje domaćinstva, odnosno centralno grejanje. Činjenica da se u kotlovima sa FS mogu spaljivati/sagorevati goriva i sa 85% balasta ovoj tehnologiji daje izrazitu prednost u odnosu na druge tehnologije sagorevanja kada su u pitanju otpadne tečne materije [32], a primena Kyoto protokola i rastuća cena konvencijalnih energenata, posebno nafte, izrazito promovišu ovu tehnologiju.

3.1 Podela tečnih goriva

Tečna goriva se prema tržišnoj vrednosti mogu klasifikovati kao (tabela 3.1):

- **Komercijalna tečna goriva dobijena preradom nafte (slika 3.1)**
- **Nekomercijalna tečna goriva i tečni otpad**
- **Obnovljiva tečna goriva**
- **Tečne suspenzije fosilnih goriva**



Slika 3.1. Frakcije nafte (frakciona destilacija)

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Tabela 3.1 Klasifikacija tečnih goriva prema njihovom poreklu i prirodi

Naziv	Opis	Poreklo	Priroda	Hd (MJ kg ⁻¹)
Dizel gorivo	Standardizovano gorivo za motorna vozila	Rafinerija	Fosilna	42.6
Petrolej	Ulje dobijeno iz nafte za potrebe grejanja i rasvete	Rafinerija	Fosilna	40-42
Motorni benzin	Standardizovano gorivo za motorna vozila	Rafinerija	Fosilna	43.3
Ulja za loženje*	Teška/laka ulja dobijena destilacijom nafte	Rafinerija	Fosilna	≈ 41
Kerozin	Standardizovano gorivo za avio industriju	Rafinerija	Fosilna	43.1
Katran [†]	Nusproizvod prerade nafte	Rafinerija	Fosilna	20-30
Talog sirove nafte	Talog iz rezervoara sirove nafte	Rafinerija, naftni talog	Fosilna	30-40
Bitumen [‡]	Veoma viskoznan nusproizvod prerade nafte	Rafinerija	Fosilna	30-40
Korišćena ulja	Iskorišćena ulja iz metalurške ili automobilske industrije	Industrija	Fosilna	30-40
Biodizel	Biogorivo za motorna vozila	Hemijska prerada	Obnovljiva	37
Biotečnosti	Tečno gorivo proizvedeno iz biomase koje se koristi u energetske svrhe	Hemijska prerada	Obnovljiva	≈ 40
Glicerin	Nusproizvod proizvodnje biodizela	Hemijska prerada	Fosilna/obnovljiva	17-24
Pirolitička ulja	Ulja dobijena iz pirolize biomase/otpada	Hemijska prerada	Fosilna/obnovljiva	20-30
Korišćena jestiva ulja	Iskorišćena ulja za ishranu	Prehrambena industrija	Obnovljiva	36-37.1
Crni lug	Hemijska proizvodnja celuloze (dobijen iz procesa pretvaranja celuloze u kašu [§])	Industrija papira	Otpadna biomasa	13.2-15.1 [33]
Papirni mulj	Mulj iz fabrika papira	Industrija papira	Otpadna biomasa	12,3-19.1 [34]
Orimulsion**	Emulzija prirodnog bitumena u vodi	Parna ekstrakcija	Fosilna	39.7
Mulj iz pripreme uglja ^{††}	Suspenzija čestica uglja i vode	Rudarska prerada/priprema	Fosilna	Zavisi od Hd uglja i sadržaja vode

* Ulja za loženje (Službeni glasnik br. 97/2010 od 21.12.2010. godine) su: 1.Ulje za loženje ekstra lako EVRO EL (sadržaj sumpora do 0,1%); 2.Ulje za loženje ekstra lako EL (S ≤ 1%); 3.Ulje za loženje srednje EVRO S (S ≤ 1%); 4.Ulje za loženje srednje S – MAZUT (S ≤ 3%); 5.Ulje za loženje NISKO SUMPORNO GORIVO – SPECIJALNO NSG-S (S ≤ 1%); 6.Ulje za loženje teško T (S ≤ 4%)

[†] Acid tar waste

[‡] Pitch

[§] Kraft process

** Orimulsion je registrovani zaštitni naziv za goriva na bazi bitumena razvijenog za industrijsku upotrebu od strane Intevep, the Research and Development Affiliate of [Petroleos de Venezuela SA \(PDVSA\)](http://www.pdvsa.com), u saradnji sa British Petroleum-om

^{††} Coal-water slurry fuel (CWSF ili CWS ili CWF)

Preradom nafte dobijaju se frakcije-derivati nafte prikazani na slici 3.1. Frakcije bliže vrhu frakcione kolone sadrže lakše molekule sa kraćim ugljovodoničnim vezama, niže su viskoznosti, veće isparljivosti, lakše su zapaljive i svetlije su boje. Obrnuto, derivati bliži dnu frakcione kolone sadrže teške molekule sa dugačkim ugljovodoničnim lancima, jako su viskozni, teže isparljivi, sa visokom tačkom ključanja, teže zapaljivi i tamnije boje. U tabeli 3.2 data je klasifikacija tečnih goriva prema mehanizmu sagorevanja u FS u zavisnosti od:

- I načina dobijanja i
- II sadržaja volatila u gorivu.

Tabela 3.2 Klasifikacija tečnih goriva prema mehanizmu sagorevanja

klasifikacija	tečna goriva:
I	- koja predstavljaju kondezovanu fazu prerade fosilnih goriva *, - koja se ne dobijaju iz rafinacije fosilnih goriva **
II	- sa velikim sadržajem volatila (lakše frakcije nafte) <i>trend premeštanja zone sagorevanja iznad sloja, uvode se duboko u sloj</i> - tečna goriva sa malim sadržajem volatila (teže frakcije nafte) <i>mogu izazvati nekontrolisanu aglomeraciju čestica sloja i "padanje" sloja</i>

Komercijalna tečna goriva već imaju široku upotrebu u energetici. Za sagorevanje u FS su, zbog karakteristika opisanih u prethodnom poglavlju, od posebnog značaja nekomercijalna (otpadna, obnovljiva) goriva srednje i niske toplotne moći sa visokim sadržajem mehaničkih nečistoća i balasta, koji se ne mogu sagorevati u konvencijalnim postrojenjima, a u skladu sa smernicama Kyoto protokola i potrebom za racionalnom upotrebom raspoloživih izvora primarne energije. U prilog upotrebe nusproizvoda prerade sirove nafte (kao jednog od TTG-a), koje karakteriše i visok sadržaj sumpora, ide i činjenica da je njihova tržišna vrednost u postepenom padu zbog sve strožijih regulativa vezanih za NO_x, SO₂, C_xH_y i CO emisiju. Sagorevanjem TTG-a u ložištima sa FS, zahvaljujući odsumporavanju u sloju i niskoj emisiji NO_x, zadovoljavaju se ekološki standardi, a ta prednost je još naglašenija ako se uzme u obzir da se kvalitet sirove nafte konstantno pogoršava u pogledu sve većeg sadržaja sumpora.

U svetu se godišnje proizvede preko 40 miliona tona mazivih ulja, iz kojih se generiše više od 60% otpadnih ulja/masti [35]. Brojne su alternative za rešavanje problema skladištenja iskorišćenih maziva kao što je regeneracija/reciklaža, njihovo

* Charring fuels, ** Non-charring fuels

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

korišćenje kao sirovine za proizvodnju vodonika (H_2) [36], sagorevanje sa drugim gorivima ili samostalno [37,38], kao i primarna dezintegracija sagorevanjem u različitim uređajima za insineraciju. Ukoliko je sadržaj PCB i PCT* u njima manji od 50 ppm, istrošena maziva se mogu regenerisati ili upotrebiti kao gorivo, u suprotnom se moraju uništiti sagorevanjem [39]. U tom slučaju i ona predstavljaju tečna teška goriva (TTG) i izvesnu alternativu za uvezene energente.

Tečna biogoriva-biotečnosti su tečna goriva dobijena iz biomase koja se koriste, isključivo u energetske svrhe (za proizvodnju električne i energije za grejanje/hlađenje), a ne za potrebe saobraćaja [40]. Imaju fizičke karakteristike i primenu sličnu konvencionalnim tečnim gorivima ali i niz prednosti: njihovo sagorevanje ne doprinosi atmosferskom povećanju CO_2 , ne sadrže sumpor, i potpuno su biorazgradiva.

Pirolitička ulja su "obnovljiva" goriva koja se dobijaju postupkom brze pirolize[†] [41,42] najčešće biomase drvnog porekla. Mogu se koristiti u energetici i imaju niz prednosti, kao i gore pomenuta, ali im je toplotna moć otprilike upola manja od toplotne moći lož ulja dobijenih preradom nafte (tabela 3.1).

Sagorevanje biljnih sirovih i prerađenih ulja u ložištima sa FS ne zahteva nikakve hemijske pretpripreme radi boljeg raspršivanja goriva u mlaznicama/gorionicima.

Fabrike papira i prerade celuloze generišu velike količine otpada na bazi biomase u svim fazama proizvodnje od pripreme drveta, hemijske do prerade recikliranog papira i tretmana otpadnih voda. Ove tečne materije se kao goriva široko koriste u skandinavskim zemljama.

3.2 Opšti principi sagorevanja tečnih goriva u FS

Naučni radovi koji se bave problematikom sagorevanja tečnih goriva u FS nisu zastupljeni u istoj meri kao oni koji se bave tematikom sagorevanja čvrstih goriva u FS, pa ipak ih je dovoljno da se stekne opšta slika fenomena sagorevanja tečnog goriva u FS (tabela 3.3).

* Polihlorovani bifenili $C_{12}H_{10-x}Cl_x$ i polihlorovani trifenili $C_{18}H_{14-x}Cl_x$ (PCBs/PCTs) - sintetička organska jedinjenja na bazi hlora, poznata pod nazivom postojani organski zagađivači (persistent organic pollutants – POPs). Zahvaljujući izvanrednoj hemijskoj stabilnosti i otpornosti na visokim temperaturama, masovno su korišćeni (1930.-1980.) u elektrotehnici i u hidraulici kao komponente maziva

[†] Brza piroliza je proces kojim se biomasa ili biorazgradiv otpad brzo zagreva do visoke temperature (~500°C) u odsustvu vazduha, dobijena parna faza se, zatim, brzo hladi i kondenzuje u tamno braon žitku tečnost toplotne moći upola manje od one koju imaju konvencionalna ulja dobijena preradom nafte.

Tabela 3.3 Tabealni prikaz radova na polju sagorevanja tečnih goriva

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije	
Pillai i Elliot (1976) [43]	K – teško ulje za loženje – dizel	Ložište sa mehurastim fluidizovanim plitkim slojem (Hsl=150 mm)	Doziranje: ▪ na sloj (0,25m iznad sloja) ▪ na površinu sloja ▪ u sloj	neuspešno max stepen efikasnosti sagorevanja 20%	Višak vazduha (λ), brzina fluidizacije (v_f), temperatura sagorevanja	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Eksperimenti neuspešni zbog male visine inertnog sloja → malo vreme zadržavanja goriva i njegovih para u sloju ▪ Predloženo dvozonalno ložište: <ul style="list-style-type: none"> – donja zona sa krupnijim i težim česticama sloja u kome bi se odvijala gasifikacija tečnog goriva na nižim temperaturama – gornja sa lakšim i finijim česticama sloja za efikasnije sagorevanje na višim temperaturama
Keler i Berg (1979), [44] Berg i saradnici (1983) [45]	K – mazut	Ložište sa plitkim MFS, izmenjivač uronjen u sloj (100mm iznad dozirmlaznice, 200mm iznad distributora vazduha) radi intenziviranja razmene toplote i mase između para goriva i emulziona faze FS, i sprečavanja formiranja velikih mehurova	Stepen efikasnosti sagorevanja; Gubici usled nesagorelog u dimnim gasovima pri:		Višak vazduha (λ), temperatura sloja (T_{sl})	<ul style="list-style-type: none"> ▪ gubici su manji pri višim temperaturama sagorevanja, ali temperature > 850°C ne pogoduju efikasnom odsumporavanju ▪ rešenje → dvozonalno ložište sa distributivnom pločom između zona: <ul style="list-style-type: none"> – donja zona sa krupnijim i težim česticama za gasifikaciju tečnog goriva na nižim temperaturama i efikasno zadržavanje sumpora u sloju – gornja zona sloja sa lakšim česticama finije granulacije za efikasnije sagorevanje na višim temperaturama – distributivna ploča između dve zone intenzivira mešanje para goriva i vazduha na ulasku u gornju zonu FS ▪ dvozonalno ložište je omogućilo brže startovanje ▪ na temperaturama ≥ 600 °C tečno gorivo samostalno sagoreva (bez goriva za podršku plamena)
			▪ $T_{sl} = 930$ °C ▪ $\lambda = 1,25$	1,5%		
			▪ $T_{sl} = 1050$ °C ▪ $\lambda = 1,1$	≈ 0		

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
<i>Roberts i saradnici</i> (1975) [46]	K teško ulje za loženje	MFS ložište pod pritiskom \leq 600kPa, poprečnog preseka 0,7 m ²	uporedno ispitivanje sagorevanja teškog ulja za loženje i uglja na istom ložištu – teško ulje za loženje je uspešno sagorevano i na 800 °C, a stepen efikasnosti sagorevanja nije padao ispod 99,8% – Pri sagorevanju uglja na temperaturi u sloju od 800 °C dobijen manji stepen efikasnosti sagorevanja –97,5%	Temperatura sloja (T _{sl}), vrsta goriva	<ul style="list-style-type: none"> korišćen je sistem prigušnih ploča* (dijafragmi) na slobodnoj površini radi kontrolisanja rasta zone zapljuskivanja sloja[†] i poboljšanja stepena efikasnosti sagorevanja u sloju važna preporuka autora –održati uniformnu raspodelu goriva i vazduha u sloju da bi se sprečilo intenzivno sagorevanje na i iznad sloja i stoga izbegle smetnje pri regulisanju razmenjene toplote i visoke temperature iznad i na površini FS koje promovišu topljenje pepela, isparavanje alkala i prljanje razmenjivačkih površina po toku gasova.
<i>Beacham i Marshall</i> (1979) [47]		K teško ulje za loženje	MFS industrijski kotao, dobijen rekonstrukcijom kotla sa sagorevanjem na rešetki	– Uporedno ispitivanje sagorevanja teškog ulja za loženje i uglja – doziranje TG specijalnim mlaznicama sa „penjajućim uljnim filmom” [‡]	Višak vazduha, temperatura sloja, vrsta goriva

* baffle system

[†] splashing zone

[‡] climbing film oil nozzles

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
Barker i Beacham (1980) [48]	K ulje za loženje	MFS ložište prečnika 300mm	Mehanizam sagorevanja TG <ul style="list-style-type: none"> tečna goriva, posebno lako isparljiva, naglo prelaze u paru pri ulasku u zagrejan FS i često ga napuštaju bez adekvatnog mešanja sa vazduhom što dovodi do premeštanje zone intenzivnog sagorevanja iz sloja na zonu iznad površine FS 	Visina FS	<ul style="list-style-type: none"> sa povećanjem visine sloja u ložištu unutrašnjeg prečnika 300mm, intenzivira se sagorevanje u sloju ali samo do visine 0,5m za druge ispitivane kotlove pri visinama sloja 0,5÷0,7m i brzinama fluidizacije 1,5÷3m/s zabeleženi su zadovoljavajući rezultati: <ul style="list-style-type: none"> $\eta_{sag}=99,9\%$, $C_{nesagorelo}$ u letećem pepelu=0,23%, $t_{na\ površini\ sloja}=760\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{u\ sloju}=840\text{ }^{\circ}\text{C}$, pri višku vazduha 20% $\eta_{sag}=99,9\%$ je postignut pri optimalnoj temperaturi za zadržavanje sumpora u sloju ($\approx 850\text{ }^{\circ}\text{C}$) $\eta_{odsumporavanja}=89\%$ za Ca/S=3
Enykin i saradnici (1980) [49]	K teško ulje za loženje	MFS pilot postrojenje, 0,5m ² popreč. preseka i dubokim inertnim slojem	Mehanizam sagorevanja tečnih goriva i vizuelne i akustične opservacije	Visina FS	<ul style="list-style-type: none"> pri visini sloja 0,9m 90% goriva sagoreva u sloju, 6% u zoni zapljuskivanja, a ostatak iznad slobodne površine dostignuta snaga postrojenja od 2,9 MW/m² da bi svo gorivo sagorelo u sloju autori su preporučili visinu sloja do 1,5m zabeležene eksplozije mehurova goriva na površini sloja
Borodulya (1992) [50]	K	MFS postrojenje	Procena optimalne visine sloja	Visina FS, protok tečnog goriva	<ul style="list-style-type: none"> optimalna visina sloja je linearno proporcionalna protoku tečnog goriva, u konkretnom slučaju visini sloja od 0,55÷0,85m odgovara protok goriva kroz jednu mlaznicu od 1,2÷1,8kg/h

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
<i>Okasha i saradnici*</i> (2003) [10]	K egipatski mazut	MFS postrojenje, unutrašnjeg prečnika 300mm i visine 3,3m	Efikasnost sagorevanja i efikasnost zadržavanja sumpora u sloju	Visina sloja, protok vazduha za disperziju goriva, Ca/S	<ul style="list-style-type: none"> ▪ protok gasa za disperziju goriva u mlaznici ima najveći uticaj na intenzitet mešanja u sloju tako da veći protoci pospešuju bolje sagorevanje goriva i veći stepen desulfatizacije u sloju.
<i>Miccio i saradnici</i> (1999) [51]	NK oriemulzija-bitumena i vode poreklom iz Venecuele	Postrojenje sa mehurastim FS, unutrašnjeg prečnika 370mm i visine 4,6m	Profil koncentracije gasova po visini ložišta i u lateralnom pravcu (po pravcu normalnom na pravac strujanja gasova)	Visina sloja menjana od 31÷71cm	<ul style="list-style-type: none"> ▪ temperatura u sloju je održavana na 850 °C ▪ stepen efikasnosti sagorevanja je uvek bio veći od 98,5% ▪ izmerene temperature na površini sloja od 1000 °C su posledica nedovoljnog mešanja goriva i vazduha u sloju ▪ dokaz intenzivnog sagorevanja u zoni zapljuskivanja je nagli pad koncentracije O₂ na 4% neposredno iznad sloja ▪ sa povećanjem visine sloja temperatura na površini sloja opada kao posledica dužeg zadržavanja goriva u sloju ▪ pri visini sloja od 70 cm, temperatura na površini sloja je za 100 °C veća nego u sloju ▪ neravnomerna koncentracija gasova u radialnom pravcu zone zapljuskivanja–koncentracija O₂ je varirala od 2% neposredno iznad mlaznice do 10% na suprotnoj strani ▪ mešanje goriva i vazduha po poprečnom pravcu može biti ograničavajući faktor za ostvarivanje efikasnog sagorevanja iako je ostvarena dovoljna visina FS (u ovom slučaju 0,7m) ▪ bez obzira na neuniformni profil koncentracija gasova po poprečnom preseku, autori su dokazali da se 80÷95% sagorevanja odvija u sloju

* Prikaz ovog rada će detaljnije biti izložen u daljem tekstu

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
<i>Miccio i saradnici</i> (1999) [51]	NK	Postrojenje sa mehurastim FS	Sagorevanje tečnog goriva u inertnoj atmosferi		<ul style="list-style-type: none"> prilikom doziranja goriva u inertnoj atmosferi, manje od 10% ugljenika prvobitno sadržanog u oriemulziji je konvertovano u čvrstu fazu, što je dokaz da se sagorevanje oriemulzije nakon isparavanja kapi goriva, može tretirati kao homogeno sagorevanje.
<i>Kerr i Probert</i> (1990) [52]	NK	katran Postrojenje sa mehurastim FS 1,2m×1,2m popreč. preseka 2MW _{th}	Kosagorevanje katrana i uglja u odnosu 50:50	Visina sloja, Temperatura sloja, Odnos primarnog i sekundarnog vazduha	<p>Pri $H_{sl}=0,75m, T_{sl}=855\text{ }^{\circ}C$ i primar./ sekundar. vazduh=2:1</p> <ul style="list-style-type: none"> postignut stepen efikasnosti sagorevanja 99% 2/3 sagorevanja unutar sloja kako nisu prezentovani rezultati sagorevanja samo uglja, teško je proceniti udeo katrana sagorelog u sloju, i izvan njega
<i>Legros i saradnici</i> (1991) [53]	NK	ter* Cirkulacioni FS 152×152mm Visina 7,3m	Variran odnos primarnog i sekundarnog vazduha da bi se optimiziralo mešanje u donjem sloju CFS i postigla dobra temperaturna raspodela u gornjem delu CFS („rajzeru”)	Odnos primarnog i sekundarnog vazduha	<ul style="list-style-type: none"> temperatura u sloju u opsegu od 850÷900 °C tar se dozirao kroz mlaznicu smeštenu na nivou povratnog voda za čvrste čestice sa startom doziranja pri $T_{sl} \geq 750\text{ }^{\circ}C$ stepen efikasnosti sagorevanja (η_{sag}) uvek veći od 99% (pri temperaturi sloja od 760 °C → $\eta_{sag}=99,9\%$) emisija ugljovodonika i CO nije prelazila 30ppm i 160ppm pri koncentraciji O₂ od 3% u dimnim gasovima $\eta_{odsumporavanja}$=do 90,1% za Ca/S=2,5 Nije utvrđen uticaj odnosa primarnog i sekundarnog vazduha na efikasnost sagorevanja

* pitch

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
<i>Brereton i saradnici (1995)</i> [54]	NK ter	Cirkulacioni FS	Varirani radni parametri da bi se dobila veća efikasnost zadržavanja sumpora dodavanjem krečnjaka	Odnos primarnog i sekundarnog vazduha, protok tara	<ul style="list-style-type: none"> ▪ stepen efikasnosti sagorevanja 99,7% ▪ Prim./sekund.vazduh =2,5 ▪ smanjen protok tada implicira veći višak vazduha i koncentraciju O₂=7% u dim. gasovima ▪ kako je zabeležena visoka temperatura u sekundarnom ciklonu i skoro ista u I koloni ložišta*, zaključeno je da ciklon ima krucijalnu ulogu u završnoj fazi homogenog sagorevanja CO i ugljovodonika.
<i>Lafanechere i saradnici (2001)</i> [55]	NK ter	Industrijski kotao sa CFS u Marseju 60MW _{th}	<ul style="list-style-type: none"> – Kosagorevanje dve vrste uglja sa tarom – Temperaturski profil i koeficijent prelaza toplote u ložištu 	Vrste goriva i radni parametri kotla	<ul style="list-style-type: none"> ▪ utvrđena prednost kosagorevanja ugljeva sa terom
<i>Wu i saradnici (2001)</i> [56]	NK asfalt	Pilot postrojenje sa CFS	efikasnost sagorevanja	Temperatura sagorevanja	<ul style="list-style-type: none"> ▪ stepen efikasnosti sagorevanja visok 99-99,5% ▪ temperaturska razlika između donjeg i gornjeg sloja nije prelazila 50°C ▪ za razliku od sagorevanja uglja u CFS gde je izražen pad koncentracije O₂ u gornjem delu ložišta po radijalnom pravcu od centralne ose ka zidovima, kod sagorevanja tečnog goriva male su razlike u koncentraciji O₂ lateralno, što navodi na zaključak da se sagorevanjem asfalta/TG ostvaruje homogenije polje koncentracije gasova po poprečno preseku.

* riser

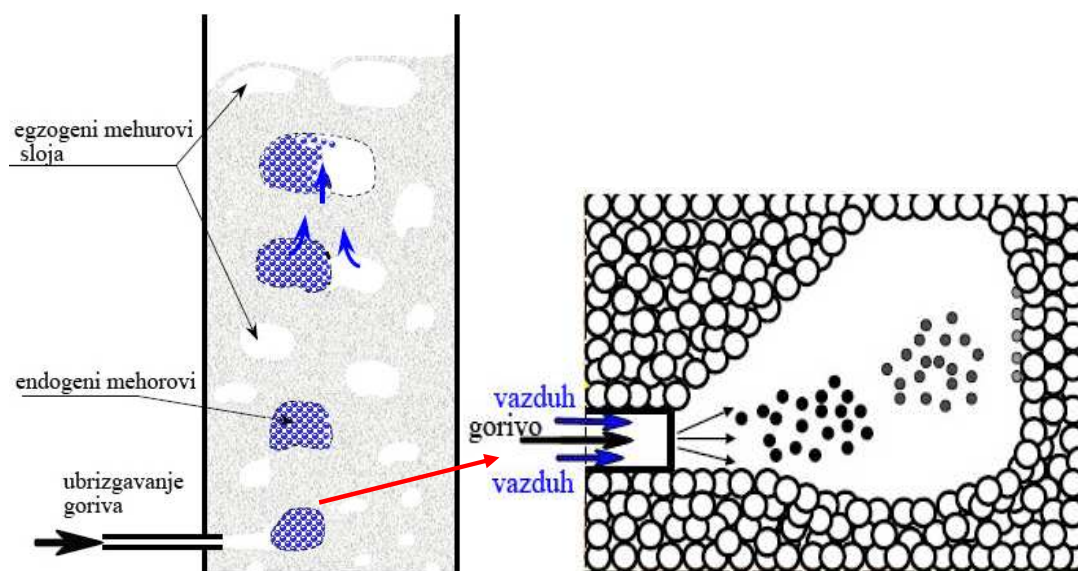
Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
Barczus i saradnici (2001) [57]	K teško lož ulje	Pilot postrojenje sa CFS	efikasnost sagorevanja	Temperatura sagorevanja	<ul style="list-style-type: none"> ▪ temperatura nije kritičan parametar za visoko efikasno sagorevanje ▪ na 850 °C efikasnost sagorevanja je bila prihvatljiva, a koncentracija CO i ugljovodonika u dimnim gasovima manja od 30ppm ▪ na 915 °C nesagorele gasove je bilo nemoguće detektovati
Antony i Ly (2001) [58]	NK mazut, ter i bitumen	Pilot postrojenje sa MFS	Konstrukcija mlaznice za dobro raspršivanje goriva	Visina sloja 0,4÷1m	<ul style="list-style-type: none"> ▪ stepen efikasnosti sagorevanja >98,5% ▪ variranje visine sloja ne utiče bitno na temperaturni profil duž visine ložišta i efikasnost sagorevanja ▪ $\eta_{\text{odsumporavanja}}=92,9\%$ za Ca/S=4,8
				Brzina fluidizacije 1,3÷2,8 m/s	<ul style="list-style-type: none"> ▪ brzina fluidizacije utiče na temperaturu na površini sloja ▪ pri sagorevanju <u>mazuta</u> manjoj brzini fluidizacije odgovaraju niže temperature na slobodnoj površini sloja što se objašnjava dužim vremenom boravka goriva u sloju i intenzivnim sagorevanjem u sloju ▪ pri sagorevanju <u>tera</u> situacija je obrnuta-većoj brzini fluidizacije odgovaraju niže temperature na slobodnoj površini sloja što se objašnjava intenzivnijim mešanjem goriva i vazduha u sloju ▪ temperaturni profil po visini ložišta ne zavisi toliko od vrste goriva koliko od karakteristika dozir mlaznice

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Rad i autori	Tečno gorivo	Ispitno postrojenje	Predmet ispitivanja	Promenljivi parametri	Zaključci i sugestije
<i>North i saradnici</i> (1999) [59]	NK ter sa visokim sadrž. S +otpad. voda	Industrijski kotao sa MFS 21m ² , visina 6m	Kosagorevanje tara sa visokim sadržajem sumpora pomešanog sa otpadnom vodom sa organskim komponentama	Temperatura sloja	<ul style="list-style-type: none"> ▪ zabeležena temperatura na površini sloja od 1200 °C, što je za 170 °C više od temperature u sloju ▪ procenjeno da 40% tara sagori u sloju ▪ $\eta_{\text{odsumporavanja}}=94,5\%$ za Ca/S=3,3
<i>Miccio i saradnici</i> (2008) [60]	NK biodizel+suncokretovo ulje	Laboratorijsko postrojenje sa CFS	Kosagorevanje biomase/otpadnog goriva Spaljivanje tečnog otpada Provera pojave mikroeksplozija koje su detektovane u MFS	Vrsta goriva, temperatura sloja	<ul style="list-style-type: none"> ▪ stepen efikasnosti i emisija CO se malo razlikuju prilikom sagorevanja biodizela i suncokretovog ulja, ali se sa biodizelom postižu neznatno bolji parametri sagorevanja ložišta

K - komercijalno tečno gorivo; **NK** - nekomercijalno tečno gorivo

Prilikom početnih istraživanja na polju sagorevanja tečnih goriva u FS [43, 44, 45], kod nas i u svetu, naišlo se na niz problema uključujući: krekovanje goriva, aglomerizacija materijala sloja, blokiranje mlaznice za dovod tečnog goriva, naknadno sagorevanje na slobodnoj površini sloja, neuniformnu raspodelu temperatura u sloju, neprihvatljivu efikasnost sagorevanja i desulfatizacije. Međutim većina navedenih problema je prevaziđena zahvaljujući optimizaciji radnih uslova i dobroj konstrukciji mlaznice za doziranje tečnog goriva (TG) koja predstavlja ključni element za uspešno funkcionisanje FS ložišta. U tu svrhu su izvedeni brojni eksperimentalni i razvijeni modeli mlaznica za sagorevanje tečnog goriva [61, 62]. Najraznovrsnija tečna goriva (tabela 3.1) i TTG-a je danas moguće uspešno sagorevati u FS ložištima poput: katrana, naftnog taloga iz rezervoara, ulja-produkta pirolize biomase ili organskog otpada, kerozina, bitumena, asfalta itd. Porast temperature na slobodnoj površini sloja (i do 200 °C) u odnosu na temperaturu u sloju i premeštanje zone sagorevanja iznad sloja je posledica nepotpunog sagorevanja para goriva ili produkata pirolize unutar sloja i/ili delimičnog prolaska* endogenih mehurova kroz sloj (sl.3.2). Pojava i smanjenje naknadnog sagorevanja na slobodnoj površini se može ublažiti povećanjem temperature i visine sloja, i povećanjem prečnika mlaznice, dok brzina sekundarnog vazduha za disperziju goriva uglavnom nema uticaja na ovu pojavu.



Slika 3.2 Ponašanje tečnog goriva u sloju – mehanizam spajanja endogenih (ispunjeni parama goriva) i egzogenih (ispunjeni vazduhom za fluidizaciju) mehurova sloja [52]

* bypass

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Visok procenat zadržanog sumpora u sloju, do 95%, se postiže korišćenjem čestica sorbenta - krečnjaka, što isključivo zavisi od usvojenog Ca/S molarnog odnosa (obično 3-5) [63]. Za ovaj rad su od posebnog značaja otpadna tečna goriva dobijena rafinacijom nafte odn. teška tečna goriva pa će najveća pažnja u radu biti posvećena ovom tipu tečnog goriva.

Na osnovu pregleda literature iz oblasti sagorevanja u FS teških tečnih goriva – TTG-a (bitumen, katrani, smole, asfalt), tzv. nusprodukata rafinerija nafte, mogu se izdvojiti sledeće njihove karakteristike:

- znatna toplotna moć (tabela 3.1)
- visok sadržaj sumpora
- velika viskoznost (snižava se grejanjem goriva do 80°C odnosno 200°C zavisno od vrste goriva) [64].
- tečna goriva imaju “volatilnu” prirodu tj. veoma su isparljiva, što je izraženije ukoliko je gorivo niže frakcije (bliže vrhu frakcione kolone)
- relativno kratko zadržavanje goriva u sloju

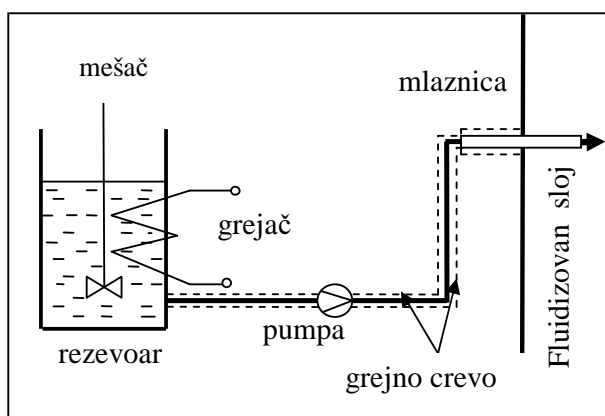
Iz navedenih osobina goriva proističu i karakteristike FS tehnologije sagorevanja TTG:

- rezervoari FS postrojenja i vodovi za gorivo, se greju vrelom vodenom parom ili električnim kablovima, a gorivo u rezervoaru se homogenizuje mešanjem
- zagrejano i homogenizovano gorivo se uvodi u sloj predmešano sa vazduhom kroz mlaznice za ubrizgavanje i raspršivanje goriva
- broj mlaznica za doziranje TTG-a varira: od 3 na 1m² do 1 na 3m², zavisno od tipa fluidizovanog sloja (mehurasti ili cirkulacioni FS)
- efikasno mešanje goriva sa fluidizirajućim vazduhom u sloju zavisi od brzine fluidizacije
- nominalna radna temperatura sloja je 850-900 °C
- postiže se efikasnost sagorevanja preko 99.5 % i niska emisija SO₂, NO_x, C_xH_y i CO.

3.3 Doziranje viskoznih tečnih goriva dobijenih iz prerade nafte u FS

Velika viskoznost TTG-a je jedna od najvažnijih osobina ovog tipa goriva koja može izazvati brojne probleme prilikom doziranja teških tečnih goriva u FS. Barker i Beacham [48] su u svojim radovima potvrdili da se veoma viskozni fluidi mogu uspešno transportovati od rezervoara i raspršivati u odgovarajućim mlaznicama ukoliko

se njihovim zagrevanjem snizi viskoznost na 150-350 mm²/s (kinematska viskoznost komercijalnih ulja za loženje je, poređenja radi, 15-30 mm²/s). Na slici 3.3. je prikazan uobičajeni izgled linije za doziranje viskoznih tečnih goriva u FS. Da bi viskozni fluid mogao da se transportuje do FS, najpre se zagreva do izvesne temperature u rezervoaru uz mešanje/homogenizaciju. Cela linija za transport goriva od rezervoara do mlaznice se takođe zagreva, bilo električnim grejnim kablovima ili parom, do temperature koja zavisi od viskoznosti goriva i njegove termičke stabilnosti. Zagrevanje dozir linije električnim grejnim kablovima je karakteristično za eksperimentalna i pilot, dok se zagrevanje parom preporučuje za industrijska postrojenja.



Slika 3.3. Sistem za doziranje tečnog goriva velike viskoznosti

Osnovne karakteristike mlaznog doziranja predstavljene su u tabeli 3.4.

Tabela 3.4 Doziranje TTG-a

Mlaznica:	<ul style="list-style-type: none"> • Horizontalno ili pod uglom 	
Orjentacija i hlađenje	<ul style="list-style-type: none"> • Ispod sloja • Hladi se vazduhom ili vodom 	
Visina postavljanja	rezultat optimizacije u zavisnosti od karakteristika TTG da bi se:	
	<ul style="list-style-type: none"> • Izbegla aglomeracija sloja 	→ <i>plitko</i>
	<ul style="list-style-type: none"> • Povećalo vreme boravka TTG i njegovih para u sloju 	→ <i>duboko</i>
Predmešanje sa vazduhom	neophodno za raspršivanje/atomizaciju TG i intenziviranje mešanja goriva i sloja u blizini mesta prodora mlaza :	
	<ul style="list-style-type: none"> • izbegava se aglomeracija čestica sloja • efikasnije isparavanje kapljice goriva 	
Broj po poprečnom preseku	kao kod čvrstih goriva sa visokim sadržajem volatila	
	<ul style="list-style-type: none"> • 1 mesto doziranja po 1 m² preseka 	

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Za viskozna tečna goriva dobijena preradom nafte temperature zagrevanja goriva, radi održavanja povoljnih uslova transporta istog do mlaznice, ne bi trebalo da prelazi 150°C [52, 54, 57, 58], sem u slučaju sagorevanja bitumena u FS gde se preporučuje temperatura zagrevanja od 190 °C [54]. U radu Anthony i Lu-a pri sagorevanju lož ulja, smola i bitumena ova temperature nije prelazila 120 °C [58]. Na ovoj temperaturi je jedino viskoznost bitumena bila veća od 350 mm²/s i upravo iz tog razloga eksperimenti sa ovom vrstom goriva nisu dali očekivane rezultate. Sa druge strane, eksperimenti sagorevanja Oriemulzije, goriva koje predstavlja emulziju bitumena i vode, su bili veoma uspešni i ako se gorivo viskoznosti od 500 mm²/s doziralo na sobnoj temperaturi [51]. Neka od ispitivanih viskoznih tečnih goriva nusproizvoda prerade nafte, poput asfalta, su na sobnoj temperaturi u čvrstom stanju. Viskoznost asfalta na 170 °C iznosi 59650 mm²/s pa ipak je i ovo gorivo uspešno sagorevano u FS [56], pri čemu se asfalt u rezervoaru i dozir liniji održavao na temperaturi od 200-340 °C. Posle nekoliko ciklusa grejanje-hlađenje, asfalt ima sklonost da formira naslage na dnu rezervoara i da mu se viskoznost, uprkos zagrevanju, višestruko povećava o čemu je potrebno posebno voditi računa. Pri sagorevanju katrana, dobijenog preradom nafte, u FS preporučuje se njegovo zagrevanje do bar 30 °C*[52].

3.3.1 Mlaznica

Mlaznica je kritična tačka sistema za doziranje tečnog goriva. Osnovne činjenice vezane za mlazno doziranje TG i mlaznicu iz detaljnog pregleda literature su sledeće:

- neodgovarajuća konstrukcija mlaznice se ne može prevazići podešavanjem drugih radnih parametara sagorevanja,
- bitni radni parametri mlaznice su: protok goriva, brzina na izlazu iz mlaznice, pravac disperzije goriva u odnosu na struju fluidizacionog gasa i stepen predmešanosti tečnog goriva sa vazduhom
- tečno gorivo se uvek uvodi ispod sloja, tj. mlaznica se postavlja u sloj[†]

* Katran bez obzira na veliki sadržaj vode ne pokazuje tendenciju raslojavanja i taloženja tara usled dužeg stajanja i autori preporučuju njegovo zagrevanje do bar 30 °C

† Pokušaji doziranja tečnih goriva (dizela i teškog lož ulja) na sloj su se pokazali neuspešnim jer se svega par procenata unete toplote gorivom oslobađa u samom sloju a gro procesa sagorevanja se odvija na i iznad slobodne površine sloja.

- ako nema hlađenja mlaznice, dolazi do njenog zapušavanja usled krekovanja goriva na unutrašnjem zidu mlaznice,
- hlađenje vazduhom istovremeno služi i za raspršivanje goriva; vazduh za hlađenje mlaznice se zagreva i na izlazu iz mlaznice omogućava disperziju bez pada temperature goriva na ulazu u sloj uz ubrzavanje isparavanja raspršenih kapi,
- konstatovano je veliko zagrevanje mlaznica postavljenih horizontalno i duboko u sloj (karakteristično za velika industrijska FS postrojenja), a njihovo adekvatno hlađenje se ostvaruje pomoću vode
- pojedina istraživanja preporučuju postavljanje mlaznica za doziranje goriva vertikalno uz pečurke distributora vazduha,
- može se javiti problem aglomeracije čestica inertnog materijala FS tokom sagorevanja tečnog goriva zbog:
 - nedovoljno visoke temperature sloja - *preporuka*: gorivo se uvodi tek po dostizanju temperature sloja od 750 °C i preko [54],
 - nedovoljnog mešanja sloja na mestu ulaska goriva/postavljanja mlaznice u sloj - *preporuka*: intenzivirati disperziju goriva optimizacijom protoka goriva i centralnog vazduha za atomizaciju),
 - postavljanja mlaznica prenisko u sloj (snižava se temperatura i brzina fluidizacionog gasa u tom delu sloja, pa tako i intenzitet mešanja goriva sa vazduhom) - *preporuka*: optimizirati dubinu postavljanja vrha mlaznice tako da se izbegne aglomeracija čestica materijala sloja i istovremeno obezbedi dovoljno vreme boravka tečnog goriva i njegovih para u samom sloju,
 - variranje visine sloja, viška vazduha i podrška sagorevanja gasom ne utiču značajno na pojavu aglomeracije čestica inertnog materijala FS,
 - u radu [51] je dokazano da pri sagorevanju goriva na bazi emulzije bitumena i vode na aglomeraciju sloja ne utiče redukciona/inertna atmosfera u FS,
- za stabilno i pouzdano doziranje neophodno je imati dovoljno veliki protok fluida (tečnog goriva sa ili bez pomoćnog vazduha/pare za disperziju goriva) i intenzivno mešanje inertnog materijala u zoni ulaska goriva [51],
- broj mlaznica: kao kod čvrstih goriva sa visokim sadržajem volatila (lignit i biomasa); u industrijskom postrojenju 20 MW_{th} – 6 mlaznica po 21 m² poprečnog

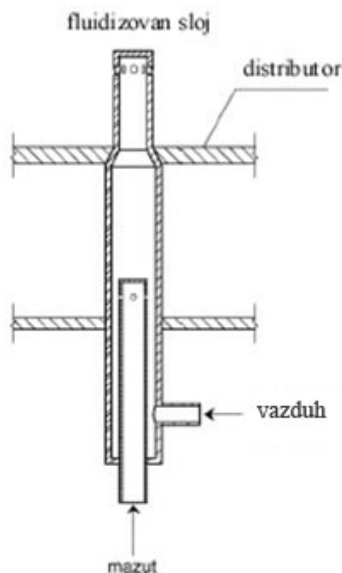
3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

preseka ložišta sa mehurastim FS [43]; druge preporuke – kao za ugalj, 1 mesto doziranja po 1 m² preseka [64].

- isparljivost goriva utiče na položaj i broj mlaznica u FS (za postrojenja većeg kapaciteta) pri čemu je potrebno imati u vidu da:
 - ✓ oslobađanje volatila * pri mlaznom doziranju tečnog goriva se odvija po analogiji sa procesom devolatilizacije pri sagorevanju reaktivnih mlađih ugljeva.
 - ✓ oblast sloja od mesta unošenja goriva do dopiranja kapljica raspršenog goriva u FS, naziva se "oblast razvoja volatila".
 - ✓ disperzija raspršenog goriva u FS je brža aksijalno, a sporija radijalno
 - ✓ sagorevanje volatila se odigrava zahvaljujući procesu mešanja sa kiseonikom iz fluidizacionog vazduha (slika 3.2).
 - ✓ koncentracija kiseonika u sloju varira po poprečnom preseku sa minimumom unutar oblasti razvoja volatila; deo volatila sagoreva tek iznad sloja.
 - ✓ razmak između mlaznica se bira prema sledećim faktorima:
 - vreme devolatilizacije
za veće kapljice goriva vreme devolatilizacije je duže, širi se oblast oslobađanja volatila i smanjuje sagorevanje iznad sloja, pa se razmak između mlaznica može povećati, za isti stepen sagorevanja iznad sloja;
 - sadržaj volatila u gorivu
kod tečnih goriva koje karakteriše viši sadržaj volatila, potrebno je manje rastojanje između mlaznica (odnosno više mlaznica), da bi se minimiziralo sagorevanje volatila iznad sloja;
 - sadržaj vode u gorivu
za visoki sadržaj vode, mora se uzeti u obzir uticaj vodene pare na razblaženje koncentracije kiseonika u gasnoj fazi; za viši sadržaj vode, zahteva se manji razmak između mlaznica.
- Dakle, za tečno gorivo, koje načelno ima i visok sadržaj vlage i volatila, a raspršeno je u relativno sitne kapljice, poželjno je da razmak između mlaznica bude manji, odnosno broj mlaznica veći.

* volatiles evolution

U radovima [10, 63] dato je jedno od mogućih konstrukcionih rešenja mlaznice za sagorevanje mazuta u FS. Prikaz mlaznice za sagorevanje egipatskog mazuta u FS (atmosferski mehurasti fluidizovan sloj) data je na slici 3.4 .

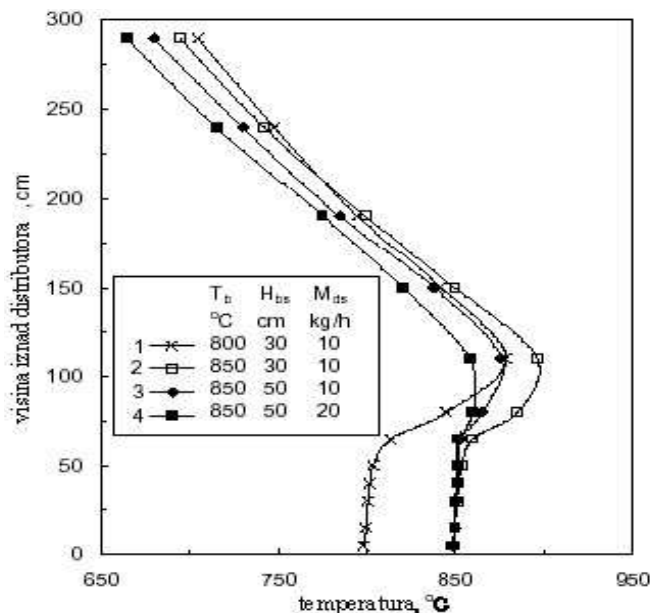


Slika 3.4 Mlaznica za uvođenje TG u FS [10, 63]

Mlaznica za gorivo se sastoji od dve koaksijalne cevi. Tečno gorivo se uvodi kroz unutrašnju cev, zatim nastavlja anularno između cevi prošavši kroz 4 blende na unutrašnjoj cevi. Vazduh za raspršivanje ulazi anularno i povlači kapljice goriva ka izlaznim otvorima mlaznice. Konačno, tečno gorivo (TG) biva uvedeno i raspršeno u FS kroz 8 otvora na vrhu mlaznice-injektora. Otvori su postavljeni pod uglom od 45° u odnosu na osu simetrije mlaznice i svi su usmereni na dole: četiri po uglom od 5° i ostali pod 30° . Mlaznica je postavljena na dno linije za sagorevanje u FS, kroz osu simetrije pretkomore i distributera. Pre uvođenja u mlaznicu, odnosno u FS, mazut se prethodno zagreva na oko 100°C i pumpom dovodi u mlaznicu.

U eksperimentu [10] gde je kontrola temperature u sloju vršena podešavanjem dubine penetracije cevi izmenjivača i shodno tome količinom odvedene toplote iz sloja, izvedeni su zaključci koji su bili dobra osnova za eksperimentalna ispitivanja koja su predmet ove teze.

Prilikom sagorevanja lako isparljivog mazuta zabeležena pojava plamena iznad ekspandiranog fluidizovanog sloja usled naknadnog sagorevanja dela goriva koje je prošlo kroz sloj bez sagorevanja.



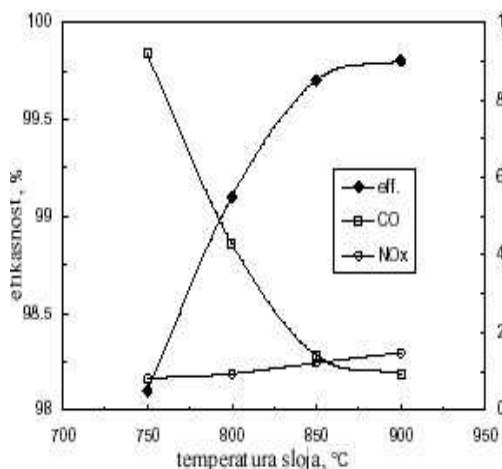
Slika 3.5 Aksijalni temperaturski profil u ložištu

Na slici 3.5 dat je aksijalan profil temperature u FS ložištu, pri različitim vrednostima:

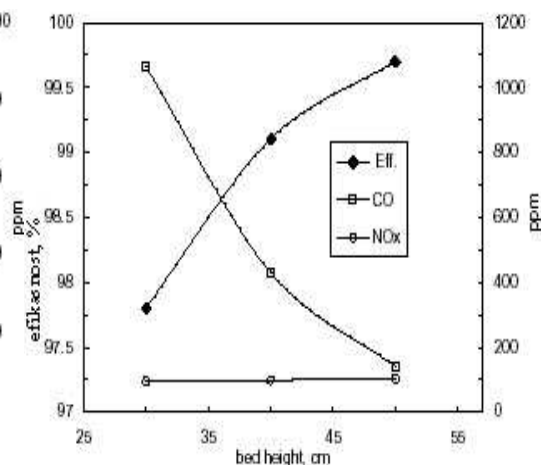
- temperature sloja T_b ,
- visine sloja H_{bs} i
- protoka vazduha za raspršivanje goriva M_{ds} .

Pojava naknadnog sagorevanja na slobodnoj površini FS je naročito izražena u slučaju 1, gde je razlika između pika i temperature sloja 80°C , međutim kada je temperatura sloja povećana na 850°C , visina sloja na 50 cm, a protok vazduha 20 kg/h (test 4.) temperaturska razlika je $< 5^\circ\text{C}$. Naime, povećanje T_b je dovelo do povećanja brzine hemijskih reakcija u FS i povećanja brzine fluidizacije, a samim tim i ekspanzije sloja; povećanje visine sloja H_{bs} je povećalo vreme zadržavanja gasova u sloju, a povećanje protoka M_{ds} je dovelo do finijeg raspršivanja goriva i njegovog boljeg mešanja sa vazduhom. Na ovaj način intenzivirano je sagorevanje u samom sloju, a temperatura sloja je kontrolisana sistemom za hlađenje.

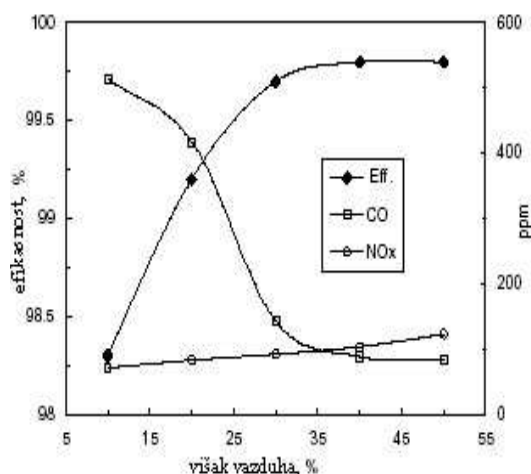
Stepen efikasnosti je izračunat na osnovu izmerenih koncentracija gasova u dimnom gasu, uz pretpostavku potpunog sagorevanja vodonika u gorivu. Uticaj najznačajnijih parametara na efikasnost sagorevanja u FS i emisiju CO i NO_x prikazan je na dijagramima 3.6÷3.9 [10]. Višak vazduha veći od 40% ne dovodi do daljeg povećanja stepena efikasnosti sagorevanja



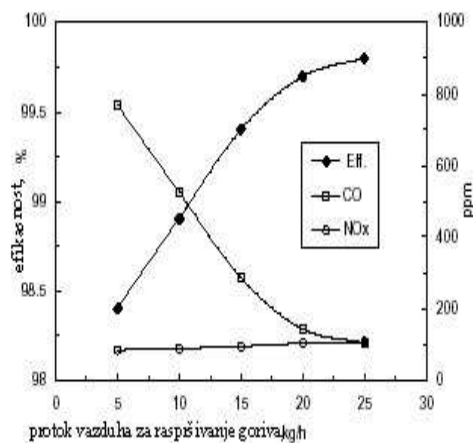
Slika 3.6 Uticaj temperature sloja na efikasnost sagorevanja i emisiju (Hbs=50 cm, višak vazduha=30%, Mds=20kg/h)



Slika 3.7 Uticaj visine sloja na efikasnost sagorevanja i emisiju (Hbs=50 cm, višak vazduha=30%, Mds=20kg/h)



Slika 3.8 Uticaj viška vazduha na efikasnost sagorevanja i emisiju (Hbs=50 cm, Tb=850°C, Mds=20kg/h)



Slika 3.9 Uticaj protoka vazduha za raspršivanje goriva na efikasnost sagorevanja i emisiju (Hbs=50 cm, Tb=850°C, Mds=20kg/h)

3.4 Pepeo TTG-a

Na osnovu pregleda literature za pepeo TTG-a se može reći sledeće:

- Tečna goriva koja predstavljaju teške frakcije nafte, čak i “najteža” (kao bitumen i asfalt) imaju malo mineralnih materija (ne preko 2% pa problem pepela nije naglašen [65], pri tome naftni talozi i muljevi ne potpadaju pod ovu karakterizaciju
- Neka “teška” tečna goriva ipak imaju veoma visoku koncentraciju teških metala, pa o tome treba voditi računa

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

- Sadržaj vanadijuma (V) u pepelu može biti visok (kod nekih naftnih smola-bitumena V_2O_5 dostiže 25%), što predstavlja problem jer V ima snažan katalitički efekat i formira agresivne korozivne komponente
- Teški metali se ne izdvajaju kao pare sa dimnim gasovima, već ostaju u čvrstoj fazi sloja [52].
- Materijal sloja izabрати tako da može da zadrži glavne i najštetnije komponente pepela; pri tome se tokom sagorevanja tečnih goriva materijal sloja praktično ne menja* [48].

3.5 Emisija

Kao što je i ranije naglašeno, sagorevanje u FS ima prednosti u odnosu na ostale tehnologije sagorevanja tečnog goriva, kada je reč o mogućnosti zadržavanja katalitičkih komponenti (teških metala) na česticama sloja, mogućnost smanjenja emisije SO_x (naročito kod "teških" tečnih goriva bogatih sumporom) dodavanjem krečnjaka ($CaCO_3$) ili dolomita ($CaMg(CO_3)_2$), kao i postizanje niže emisije NO_x (kod goriva na bazi nafte), pri čemu se N_2O praktično ne javlja.

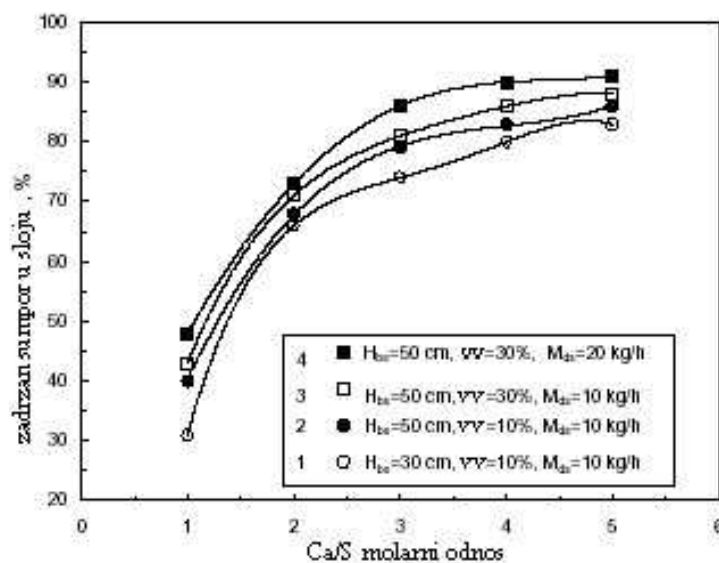
3.5.1 Emisija SO_x

Odsumporavanje u samom ložištu je jedna od glavnih prednosti tehnologije sagorevanja u FS. Na osnovu pregleda radova važno je izdvojiti sledeće činjenice vezane za odsumporavanje:

- Emisija SO_x je jedan od glavnih problema u sagorevanju teških naftnih derivata (smola/katran, asfalt i bitumen) jer imaju visok sadržaj sumpora (i do 8.4 %)
- Krečnjak znatno smanjuje koncentraciju SO_3 u sloju, koji u dodiru sa parama iz dimnih gasova formira sumpornu kiselinu $SO_3+H_2O = H_2SO_4$, koja se kondenzuje i razjeda metalne površine izmenjivača toplote.
- Od svih faktora koji utiču na odsumporavanje, molarni odnos Ca/S ima najveći uticaj; što je više kalcijuma u sloju veće je zadržavanje SO_2 u njemu—više čestica sorbenta—veća površina kontakta sa SO_2 .

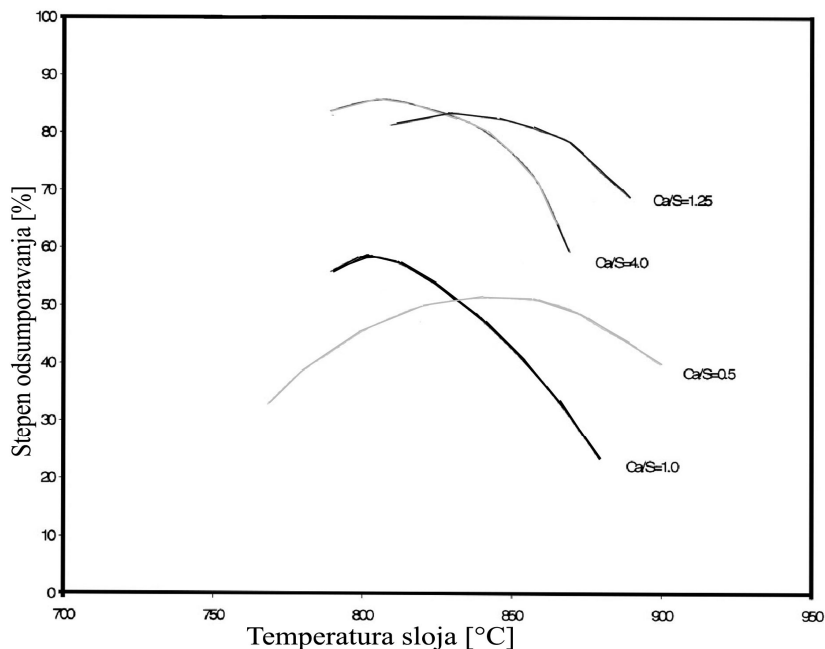
* suprotno sagorevanju uglja u FS gde pepeo uglja zamenjuje početni inertni materijal, tokom sagorevanja tečnog goriva, i to pre svega nusproizvoda prerade nafte, inertni materijal sloja se praktično ne menja.

- Molarni odnos Ca/S prilikom dodavanja krečnjaka u sloj je kao kod sagorevanja uglja, oko 3÷5, neka ispitivanja su vršena i za vrednosti 2÷6,9 [58].
- Odsumporavanje tečnih goriva je manje efikasno od odsumporavanja uglja u FS, jer se tečno gorivo kraće zadržava u sloju
- Kod mehurastog FS, za razliku od cirkulacionog, formiranje sumpornih oksida je uveliko iznad sloja, jer tečna goriva brzo napuštaju sloj (u kome ostaju i čestice krečnjaka). Kod CFS čestice krečnjaka cirkulišu zajedno sa inertnim materijalom sloja, prolaze celu kolonu CFS i stoga imaju odgovarajući kontakt sa gasovitim jedinjenjima sumpora pa je odsumporavanje efikasnije
- Kod oba tipa FS, važno je da je sagorevanje tečnog goriva što potpunije u donjem delu, tj. u samom sloju, na šta utiče distribucija i disperzija goriva i pozicija mlaznica u FS
- Zbog povoljnih uslova u fluidizovanom sloju, preko 90% formiranih sumpornih oksida može biti zadržano na temperaturi sloja od 850-870 °C.



Slika 3.10 Uticaj radnih parametara na zadržavanje sumpora u sloju [10]

Iz dijagrama 3.10 i 3.11 se može zaključiti da parametri koji utiču na povećanje efikasnosti sagorevanja u FS utiču na isti način i na povećanje odsumporavanja odnosno zadržavanje sumpora u sloju, naravno uz dodavanje krečnjaka u isti.

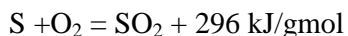


Slika 3.11. Stepen odsumporavanja u zavisnosti od temperature sloja i Ca/S [67]

Stepen odsumporavanja raste sa rastom odnosa Ca/S, ali dostignuti stepen odsumporavanja zavisi i od mnogobrojnih drugih faktora. U krajnjem slučaju izbor Ca/S je rezultat kompromisa: težnje za što manjom emisijom SO₂, jedne strane i otklanjanja problema koji su posledica prevelike količine krečnjaka [24].

3.5.1.1 Mehanizam odsumporavanja

Sumpor dobijen u procesu devolatilizacije i sagorevanja tečnog goriva oksidira u:



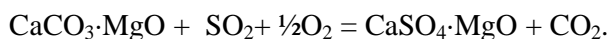
Zagrevanjem krečnjaka (ili dolomita) počinje kalcinacija. Kristali kalcita (CaCO₃) se raspadaju u sitne kristale kreča CaO:



U slučaju zagrevanja dolomita kristali CaO se nalaze između kristala MgO:



Vezivanje sumpora u sloju se odvija prema hemijskoj jednačini:



Mehanizam odsumporavanja se ne odvija striktno po prethodno opisanim jednačinama [66, 67]. Zavisno od temperaturnih uslova i parcijalnog pritiska SO₂ mogu se dobiti različita hemijska jedinjenja reagovanjem SO₂ sa CaO u stacionarnim

uslovima. Iako je glavni produkt odsumporavanja CaSO_4 , u sloju se mogu naći i CaSO_3 i CaS . Naime moguće su sledeće jednačine:



koje su karakteristične za niže temperature, na kojima je CaSO_3 stabilan, ili:



koje odgovaraju temperaturama preko 850°C , ili:



3.5.2 Emisija NO_x

- Sagorevanje tečnih goriva na bazi nafte u FS je pokazalo manju NO_x emisiju nego u slučaju sagorevanja u konvencionalnim ložitima.
- Tečna goriva na bazi nafte obično imaju manje azota nego ugalj, pa često nisu potrebne ni posebne mere za smanjenje emisije, mada su savremeni zahtevi za nivoom emisije strogi, pa se i ovo menja.
- Kako je temperatura u FS relativno niska, glavni deo NO_x potiče od azota iz goriva, a utvrđeno je merenjima da ni procenat azota iz goriva koji formira okside nije veliki: 7% za CFS [57], a 14-52% [58] odnosno 19% [59] za mehurasti FS.
- Korišćenje pare umesto vazduha za disperziju goriva pri doziranju kroz mlaznicu, za ostale iste parametre kotla, dovodi do smanjenja NO_x emisije [56] (260 ppm – vazduh, 200 ppm – vodena para).
- Eksperimenti sagorevanja mazuta u FS [10], su pokazali porast emisije NO_x (doduše neznatan) sa povećanjem visine i temperature sloja, povećanjem viška vazduha i protoka vazduha za disperziju goriva, što je potpuno suprotno smeru povećanja emisije CO. To se objašnjava činjenicom da CO iz sloja redukuje NO na elementarni N_2 : $2\text{CO} + 2\text{NO} \rightarrow 2\text{CO}_2 + \text{N}_2$
Pri većim vrednostima navedenih radnih parametara, niže su vrednosti CO pa je manje CO raspoloživo za redukciju NO pa je i zato emisija NO veća.

3.5.3 Emisija CO

- Posledica je nedovoljno efikasnog sagorevanja.
- Tečna goriva se mogu efikasno sagoreti u FS, pa emituju relativno nisku koncentraciju CO.

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

- Emisija CO se može smanjiti povećanjem visine i temperature sloja, povećanjem viška vazduha (ali samo do 40% u slučaju sagorevanja mazuta) i povećanjem protoka vazduha za disperziju goriva [10].
- U opštem slučaju, emisija CO je niža za CFS.

3.6 Horizontalni prodor mlaza u fluidizovani sloj - pregled literature

Dobro razumevanje hidrodinamike* kretanja gasa i čvrstih čestica usled uvođenja mlaza gasa u sloj ima krucijalan značaj za poboljšanje, vođenje i optimizaciju procesa u fluidizovanom sloju. Postoje brojni radovi koji tretiraju tematiku uvođenja gasa kroz mlaznice distributora za fluidizaciju ili pak vertikalne mlaznice sa dna sloja [68-78].

U ovom radu akcenat je stavljen na horizontalno-bočno uvođenje mlaza u sloj i pregled literature [68,79-92] koja opisuje ovaj fenomen će ukratko biti predstavljen u obliku tabele 3.5

* Namerno je upotrebljen termin *hidrodinamika* zato što fluidizovan sloj ima osobine tečnosti i pri brzinama fluidizacije iznad tačke minimalne fluidizacije FS se ponaša kao tečnost koja energično ključa (J. F. Davidson and D. Harrison, *Fluidized Particles*, New York: Cambridge University Press, 1963).

Tabela 3.5. Zbirni prikaz eksperimentalnih uslova iz literature koja tretira horizontalni/bočni prodor mlaza u FS

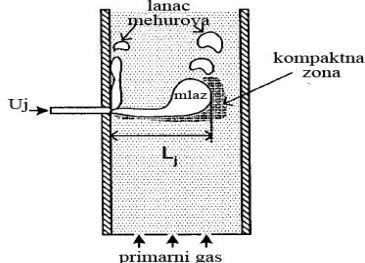
Referenca	Tip aparature	Karakteristike sloja			Izlazni prečnik mlaznice d_j [mm]	Brzina mlaza U_j [m/s]	ρ_j [kg/m ³]	U/U_{mf}^*	H_s [mm]	$I-\varepsilon$	Opis/Zaključci
		Materijal sloja	d_p [mm]	ρ_s [kg/m ³]							
<i>Shakhova (1968) [78]</i>	3D	kopolimer	4	1000	4÷6	52÷303	1,2	1,17	30 ÷ 120	0,5	Dobijena semiempirijska korelacija za dužinu mlaza
<i>Zenz (1968) [79]</i>	2D	kovarina [†]	0,17	2600	7,9	75÷118		11	790÷4270	-	
		pesak	0,05÷2	2600	14	2,8÷6,6		7,9	490÷3660	-	
<i>Merry (1971) [68]</i>	3D	pesak	0,18 i 0,33	2640	2,54; 6,35; 14,3	5÷20	1,3	2	70÷120	0,4÷0,47	
	2D	pesak	0,18 i 0,33	2640	3,175	40÷300	1,3	2	200	0,47 ÷ 0,49	
		čelični opiljci [‡]	0,28	7430	3,175	40÷300	1,3	1,5	200	0,49	
		seme kelja	2	1000	3,175	40÷300	1,3	1,2	200	0,55	
<i>Rajin & Christoff (1982) [80]</i>	3D	krečnjak	1,125	-	4,8, 6,4, 8,7	-	-	-	-	-	Prisustvo horizontalnog mlaza vazduha značajno utiče na strujanje čestica u sloju

* Stepenn fluidizacije

[†] Mill scale (eng.)-delici/opiljci od prerade čeličnih limova/šipki

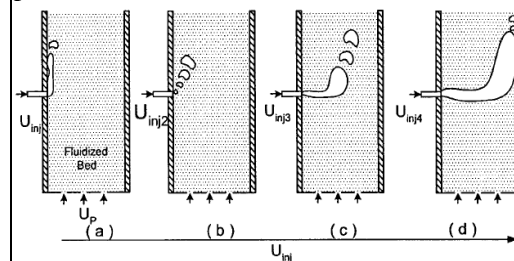
[‡] Steel shot (eng.)

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Referenca	Tip aparature	Karakteristike sloja			Izlazni prečnik mlaznice d_j [mm]	Brzina mlaza U_j [m/s]	ρ_j [kg/m ³]	U/U_{mf}^*	H_s [mm]	$I-\varepsilon$	Opis/Zaključci
		Materijal sloja	d_p [mm]	ρ_s [kg/m ³]							
<i>Xuereb et al. (1991) [81, 82]</i>	2D	polistiren	0,41	1020	8	35÷125	1,2	1,4÷4,4	1100		Interakcija između mlaza i mehurova sloja, fluktuacije u samom mlazu, kao i parametri horizontalnog/ kosog mlaza (dužina prodora i ugao ekspanzije) u zavisnosti od brzine fluidizacije, brzine mlaza i granulacije čestica sloja, ispitani su snimanjem kamerom i merenjem parametara mlaza sa fotografija,
			0,605 i 1,13			63÷125	1,2	1,44÷2			
			0,725			47÷125	1,2	1,2÷2,7			
			1,64			54÷105	1,2	1,7÷1,9			
<i>Chen & Weinstein (1993) [83]</i>	3D	FCC katalizator*	0,059	1450	6,4;12,7	23÷69	1,2	4,44	850	0,52	Rendgenskim snimanjem ispitivan oblik i ekspanzija oblasti sloja zahvaćene mlazom; identifikovana oblast koherentnog mlaza, lanca mehurova i kompaktna zona oko mlaza. 
<i>Chyang i dr.</i>	2D	staklene perle	0,214; 0,545,	2600	3÷9	1÷130	1,1	1	100	0,45	Snimanjem brzim kamerama zaključeno je da

* FCC- fluid catalytic cracking-proces pri kome se sirova nafta putem katalizatora u FS prevodi u benzin

Referenca	Tip aparature	Karakteristike sloja			Izlazni prečnik mlaznice d_j [mm]	Brzina mlaza U_j [m/s]	ρ_j [kg/m ³]	U/U_{mf}^*	H_s [mm]	$I-\varepsilon$	Opis/Zaključci
		Materijal sloja	d_p [mm]	ρ_s [kg/m ³]							
(1997) [84]			0,775 i 0,92			8				÷ 0,49	zavisno od materijala i strukture sloja, kao i radnih parametara (prečnika mlaznice, brzine mlaza, prečnika čestica sloja, statičke visine sloja) zavisi da li će se u sloju formirati lanac mehurova ili neprekidan mlaz. Dat je fazni dijagrami mehuraste, „jetting“ i prelazne zone u zavisnosti od modifikovanog Frojdovog broja i odnosa rastojanja od ulaza mlaza i prečnika mlaznice.
Hong i dr. (1997) [85]	2D	proso	1,43	1402	5, 7, 8, 10	26,2÷189,7	-	-	-	-	Iz sprovedenih eksperimenata i numeričke simulacije dobijena semiempirijska korelacija za dužinu kosog mlaza u zavisnosti od strukture sloja (poroznosti, d_p , ρ_s), karakteristike mlaza (U_j , d_j , ugla nagiba mlaznice i položaja mlaznice)
		pesak	2,25	1354	5, 7, 8, 10	26,2÷218	-	-	-	-	
		pesak	1,43	1582	5, 8, 10	35÷196,7	-	-	-	-	
Copan i dr.	3D	polietilen	0,37	930	3,81	-	-	-	-	-	Proučavan uticaj mlaza na režim mehuraste



3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Referenca	Tip aparature	Karakteristike sloja			Izlazni prečnik mlaznice d_j [mm]	Brzina mlaza U_j [m/s]	ρ_j [kg/m ³]	U/U_{mf}^*	H_s [mm]	$I-\varepsilon$	Opis/Zaključci
		Materijal sloja	d_p [mm]	ρ_s [kg/m ³]							
(2001) [86]											fluidizacije na 3D aparaturi malog prečnika. Režim minimalne fluidizacije je najoptimalniji za dužinu penetracije mlaza.
<i>Al-Sherehy</i> (2002) [87]	3D	FCC katalizator	0,061	1460	4,3	0,2÷226	-	-	-	-	Proučavan uticaj brzine fluidizacije na dužinu prodora mlaza kao i distribucija gasa uvedena mlazom, Uticaj brzine fluidizacije U_f je minimalan kada je brzina mlaza znatno veća od U_f .
<i>Donald i dr.</i> (2004) [88]	3D	FCC katalizator	0,084	1720	4,4; 7,5; 9,2	50÷170	-	-	-	-	Proučavana interakcija više mlazeva istovremeno, na osnovu rezultata je zaključeno da na penetraciju mlaza više utiče mlaz koji se nalazi ispod njega nego susedni mlaz na istom nivou, a uticaj mlaza iznad je minimalan. U slučaju uvođenja više mlazeva na istom nivou, jedan na drugi utiču samo u slučaju međusobnog preklapanja.

Između ostalih parametara koji opisuju prodor mlaza u FS, jedna od najbitnijih tekovina navedenih istraživanja su poluempirijski izrazi za prodor mlaza u FS koji su predstavljeni takođe tabelarno u tabeli 3.6

Tabela 3.6 Jednačine prodora horizontalnog mlaza u FS

Referenca	Jednačina	Napomene
Kozin i Baskakov (1967) [89]	$\frac{L_j}{d_j} = 24 \cdot 10^{-4} q \left(\frac{\rho_j}{\rho_s} \right)^{0.15} \left(\frac{gd_p^3 \rho_j^2}{\mu^2} \right)^{-0.3} \left(\frac{U_j d_j \rho_j}{\mu} \right), 0.5 \leq q \leq 1.5$	jedan mlaz $q=0.5$ više mlazeva $q=1.5$
Shakhova (1968)	$\frac{L_j}{d_j} = 7.8 \left(\frac{\rho_j U_j}{\rho_s \sqrt{gd_p}} \right)$	$L_j=L_{sr}$
Zenz (1968)	$0.044 \frac{L_j}{d_j} + 1.48 = 0.5 \log(0.67 \rho_j U_j^2)$	$L_j=L_{max}$
Merry (1971)	$\frac{L_j}{d_j} + 4.5 = 5.25 \left(\frac{\rho_j U_j^2}{(1-\varepsilon) \rho_s g d_p} \right)^{0.4} \left(\frac{\rho_j}{\rho_s} \right)^{0.2} \left(\frac{d_p}{d_j} \right)^{0.2}$	
Yetes i dr. (1988) [90]	$\frac{L_j}{d_j} = 2.8 \left(\frac{\rho_j U_j^2}{(\rho_s - \rho_j) g d_j} \right)^{0.4}$	
Benjelloun i dr. (1995) [91]	$\frac{L_j}{d_j} = 5.52 \left(\frac{\rho_j U_j^2}{(\rho_s - \rho_j) g d_j} \right)^{0.27}$	
Hong i dr. (1997)	$\frac{L_j}{d_j} + 3.8 = 1.89 \cdot 10^6 \left(\frac{\rho_j U_j^2}{(1-\varepsilon) \rho_s g d_p} \right)^{0.327} \left(\frac{\rho_j}{\rho_s} \right)^{1.974} \left(\frac{d_p}{d_j} \right)^{-0.04}$	Horizontalni i kosi mlaz sa uglom nagiba $\alpha = \pm 10^\circ$
	$\frac{L_j}{d_j} + 3.8 = 1.64 \cdot 10^6 \left(\frac{\rho_j U_j^2}{(1-\varepsilon) \rho_s g d_p} \right)^{0.327} \left(\frac{\rho_j}{\rho_s} \right)^{1.974} \left(\frac{d_p}{d_j} \right)^{-0.04} \left(\frac{\alpha}{180} + \frac{\pi}{2} \right)^{0.148} \left(\frac{h_j}{H_s} \right)^{0.028}$	Kosi mlaz sa uglom nagiba $\alpha > \pm 10^\circ$

3. SAGOREVANJE TEČNIH GORIVA U FS - PREGLED LITERATUR

Navedene jednačine u tabeli 3.6 se smatraju fundamentalnim iako su potvrđivane i osporavane godinama različitim eksperimentalnim postavkama i različitim definicijama dužine prodora mlaza i subjektivnim opservacijama fluktuirajuće dužine prodora, što je rezultiralo drugačijim korelacijama sa ograničenom mogućnošću primene. Sledeća jednačina je pokušaj da se objedini zavisnost dužine prodora mlaza od konstrukcionih i radnih parametara aparature, kao i u uslovima povišene temperature i pritiska [92]:

$L_j \propto \rho_j^{k_1} \rho_s^{k_2} d_j^{k_3} d_p^{k_4} U_j^{k_5} \mu^{k_6} g^{k_7} \left(\frac{(U_{mf})_{am}}{(U_{mf})_p} \right)^{k_8}$	k_1	k_2	k_3	k_4	k_5	k_6	k_7	k_8
	0.3÷0.83	-0.3÷-0.83	0÷1.25	0÷-0.5	0.4÷0.944	0÷-0.13	0.2÷-0.472	0÷0.472

Ipak se preporučuje da se eksperimenti za određivanje prodora mlaza izvode na sobnoj temperature i atmosferskom pritisku, a da se uslovi visoke temperature i povišenog pritiska tj., odnos gustina čestica sloja i gasa za fluidizaciju simuliraju izborom materijala sloja manje gustine.

4. DEFINISANJE POLAZNIH JEDNAČINA MODELA PRODORA MLAZA U FS

U prethodnim poglavljima opisan je veoma širok i bitan značaj mehurastog fluidizovanog sloja (FS) u energetici i procesnoj industriji. Za potrebe razvojnog istraživanja u ovim oblastima, pored eksperimentalnih metoda, sve češće je zastupljena numerička simulacija, koja pruža velike mogućnosti za uštedu sredstava i vremena prilikom razvoja postrojenja i tehnologija na ovom polju.

Dosadašnji numerički modeli za simulaciju procesa u FS se mogu svrstati u grupu „lagranževskih“, gde se svaka čestica, odnosno reprezent karakteristične grupe, prati tokom celog kretanja u okviru FS; i „ojlerovsku“ grupu modela gde se posmatraju delovi strujnog prostora kroz koje protiču gas odnosno čestice. Lagranževski pristup simulacije kretanja čestica u FS je egzaktniji ali u većini slučajeva nije pogodan za razvojno-tehnička istraživanja, jer zahteva veliko računarsko vreme i memorijske kapacitete. Ojlerovskim pristupom modeliranju FS se bavi veća grupa autora i on podrazumeva relativno jednostavnija numerička rešenja. Posebno je zastupljen takozvani dvo-fluidni postupak modeliranja FS, gde se gas i gusta faza FS (sistem gas-čestice pri uslovima minimalne brzine fluidizacije) posmatraju kao dva fluida sa različitim karakteristikama. U transportnim jednačinama prenosa količine kretanja efektivnog fluida, koji predstavlja gustu fazu FS, modelira se interakcija između fluida i čestica pri uslovima minimalne brzine fluidizacije, kao i interakcija između samih čestica.

U ovom radu će biti predstavljena numerički uprošćenija verzija dvo-fluidnih modela, iskorišćena za simulaciju uvođenja bočnog mlaza fluida u FS, radi brzog i jednostavnog određivanja dužine prodora mlaza u FS i efikasnosti mešanja uvedene komponente i guste faze, gde se gusta faza FS posmatra kao fiksni porozni medijum. Pre predstavljanja predloženih numeričkih modela FS, u ovom poglavlju će biti predstavljene teorijske osnove za razvoj ovih modela. Pored toga, razmatraće se složenija verzija dvofluidnih modela FS - Euler-Euler granularni model fluidizovanog sloja, koji je u ovom radu primenjen za detaljniju simulaciju doziranja tečnih goriva direktno u sloj.

4.1 Osnove turbulentnog strujanja fluida

Strujanja fluida sa čvrstim česticama, kapima ili mehurovima koje je zastupljeno u FS su po pravilu turbulentna i veoma složena sa zonama recirkulacije i vrtloženjem. Zbog toga razvoj matematičkih modela zasnovanih na diferencijalnim jednačinama strujanja obe faze je neophodan preduslov kako za razumevanje eksperimentalnih rezultata tako i za optimalno vođenje procesa i predviđanje pojava u industrijskim postrojenjima sa FS. Ova strujanja u praksi su po pravilu trodimenzionalna ali se u mnogim slučajevima mogu svesti na približno dvodimenzioni problem. Za teoretsko rešenje kretanje čestica u turbulentnoj struji fluida direktan put je numeričko rešavanje trenutnih *Navier-Stokes*-ovih jednačina za fluid, a zatim simulacija kretanja velikog broja čestica u poznatom polju trenutnih brzina fluida i usrednjavanje po prostoru i vremenu [93] što zahteva veliki kapacitet memorije računara i duge proračune. Savremeni inženjerski prihvatljivi modeli za turbulentno strujanje čistog fluida zasnovani su na numeričkom rešavanju Reynolds-ovih transportnih jednačina za turbulentne napone ili na rešavanju transportnih jednačina za kinetičku energiju turbulencije i njene disipacije (k - ϵ model turbulencije), uz hipotezu o izotropnoj turbulentnoj viskoznosti. Iako se osrednjavanjem Navijer-Stoksovih jednačina gube važne informacije o turbulenciji ipak se dobijaju najneophodniji podaci o fluktuacionim komponentama brzine i o disipaciji energije turbulencije.

Dalje u tekstu će biti ukratko i sažeto predstavljene osnove za model strujanja najpre čistog fluida a zatim i za višefazno strujanje.

4.2 Model turbulencije

Najčešće korišćen model turbulencije u inženjerskoj praksi je k - ϵ model. Razlog tome je jednostavnost njegove formulacije (potrebno je rešavati samo još dve dodatne diferencijalne jednačine uz usrednjene jednačine kretanja i održanja mase), diferencijalni karakter modela i skalarni karakter promenljivih k i ϵ .

Model k - ϵ je razvijen na fundamentalnoj pretpostavci o homogenoj* i izotropnoj* turbulenciji što predstavlja idealizaciju turbulentnog kretanja. Početno generisanje

* takvo kretanje fluidnih delića da su prosečna svojstva koja ih opisuju nezavisna od položaja u strujnom polju

turbulentnog toka uzrokovano postojanjem velikih gradijenata brzine, je izrazito anizotropno. Posle izvesnog vremena i udaljenja od mesta velikih vrtloga, u razvijenom turbulentnom polju sa visokim Re brojevima, gde dominiraju mali vrtlozi, i u slučaju ravnoteže generisanja i odumiranja turbulencije - turbulencija se približava izotropnim uslovima, pa se može smatrati da je turbulencija *lokalno izotropna*. Dalje, model je zasnovan na *konceptu turbulentne viskoznosti* tj. pretpostavci postojanja analogije između dejstva viskoznih napona i Rejnoldsovih napona na usrednjeni/osnovni turbulentni tok. **Boussinesq** (1877) je postavio hipotezu o proporcionalnosti Rejnoldsovih napona i gradijenta usrednjene brzine, gde je proporcionalnost izražena preko veličine koja karakteriše turbulentno mešanje-turbulentne viskoznosti μ_t :

$$\tau_{ij}^{turb} = -\overline{\rho u'_j u'_i} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad \dots 4.1)$$

Gde je $k = 1/2(\overline{u'^2}) = 1/2(\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2})$ turbulentna kinetička energija po jedinici mase. Kronekerov operator δ_{ij} osigurava valjanost formule za normalne Rejnoldsove napone[†] tako da njihova suma uvek ima korektan fizički smisao. Valja naglasiti da član $2/3 \rho k \delta_{ij}$ podrazumeva izotropnost Rejnoldsovih napona u skladu sa početnim pretpostavkama za razvoj ovog modela.

Turbulentni transport toplote, mase i drugih skalarnih veličina se može modelirati po istom principu. Formula (4.1) pokazuje da je turbulentna momentni fluks proporcionalan srednjem gradijentu brzine pa je po analogiji turbulentni transport neke skalarne veličine proporcionalan gradijentu srednje vrednosti transportovane veličine ili:

$$\overline{\rho u'_i \varphi'} = \Gamma_t \frac{\partial \Phi}{\partial x_i}, \text{ gde je } \Gamma_t \text{ turbulentna ili vrtložna difuzivnost} \quad \dots 4.2)$$

Kako se turbulentni transport momenta i toplote ili mase zasniva na istom mehanizmu-vrtložnom mešanju logično je da je turbulentna difuzivnost Γ_t veoma bliska

* homogena turbulencija sa statističkim turbulentnim karakteristikama nepromenljivim pri rotaciji koordinatnog sistema

† Ako sračunamo sumu normalnih napona (za $i=1,2$ i 3 ali tako da $i=j$) dobija se

$$\tau_{ii} = -\overline{\rho u_i'^2} = 2\mu_t S_{ii} = 2\mu_t \frac{\partial U_i}{\partial x_i} \Rightarrow \tau_{xx} + \tau_{yy} + \tau_{zz} = -\frac{1}{3}(\overline{\rho u'^2} + \overline{\rho v'^2} + \overline{\rho w'^2}) = -\frac{2}{3} \rho k$$

turbulentnoj viskoznosti μ_t . Ova pretpostavka je poznata kao Rejnoldsova analogija koja je podloga za uvođenje Prandtl/Schmidt broja: $\sigma_i = \mu_t / \Gamma_i$.

Trenutna vrednost kinetičke energije turbulentnog toka $k(t)$ jednaka je sumi usrednjene kinetičke e-je $K = 1/2(U_i^2) = 1/2(U^2 + V^2 + W^2)$ i turbulentne kinetičke e-je $k = 1/2(\overline{u'^2}) = 1/2(\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2})$: $k(t) = K + k$. Dekompozicija brzine deformacije je: $s_{ij}(t) = S_{ij} + s'_{ij}$

4.2.1 Konstitutivna jednačina za usrednjenu kinetičku energiju turbulentnog toka K

Množenjem jednačine održanja količine kretanja

$$\frac{\partial(\rho U_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j U_i)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \text{div}(\mu \text{grad}(U_i)) + \left(-\frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{\rho u'_j u'_i}) \right) + \rho F_i \quad \dots 4.3$$

vektorom brzine \mathbf{U} uz zanemarivanje zapreminskih sila i algebarskim sređivanjem dobija se za usrednjenu kinetičku energiju turbulentnog toka [94]:

$$\frac{\partial(\rho K)}{\partial t} + \text{div}(\rho K \mathbf{U}) = \text{div} \left(\begin{matrix} \text{(I)} & \text{(II)} & \text{(III)} & \text{(IV)} & \text{(V)} & \text{(VI)} & \text{(VII)} \end{matrix} \right) \dots 4.4$$

Brzina promene srednje kinetičke e-je K	Transport K + konvekci- jom	Transport K + pritiskom	Transport K visko- znim naponima	Transport K + Rejnoldso- vim naponima	Brzina viskozne disipacije K	Brzina destrukcije K usled produkcije turbulencije
---	-------------------------------	---------------------------	------------------------------------	---	--------------------------------	--

Pri velikim Rejnoldsovim brojevima turbulentni članovi V i VII su uvek mnogo veći od njihovih viskoznih analoga.

4.2.2 Konstitutivna jednačina za turbulentnu kinetičku energiju k

Slično, množenjem sa vektorom fluktuirajuće brzine \mathbf{u}' i sređivanjem dobijamo:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \text{div}(\rho k \mathbf{U}) = \text{div} \left(\begin{matrix} \text{(I)} & \text{(II)} & \text{(III)} & \text{(IV)} & \text{(V)} & \text{(VI)} & \text{(VII)} \end{matrix} \right) \dots 4.5$$

Brzina promene turbulentne kinetič. e-je k	Transport k + konvekci- jom	Transport k + pritiskom	Transport k + viskoznim naponima	Transport k + Rejnoldsov- im naponima	Brzina disipacije k	Brzina produkcije k
--	-------------------------------	---------------------------	------------------------------------	---	-----------------------	-----------------------

Član VII u jednačinama (4.4) i (4.5) je jednak po veličini ali je suprotnog znaka što matematički izražava prelaženje srednje kinetičke u turbulentnu kinetičku energiju.

Viskozni disipacioni član VI je uvek negativan zahvaljujući sumi kvadrata fluktuacionih brzina deformacije*. Disipacija turbulentne kinetičke energije je prouzrokovana radom malih vrtloga protiv viskoznih napona, a disipacija turbulentne kinetičke energije po jedinici mase se definiše kao:

$$\mathcal{E} = 2\nu \overline{s'_{ij} \cdot s'_{ij}} \quad \dots 4.6)$$

Destrukcioni član u jednačini turbulentne kinetičke energije $\rho\mathcal{E}$ je istog reda veličine kao i produkcionni član i nikad se ne zanemaruje. Za visoke Re brojeve viskozni transportni član IV u (4.5) je zanemarljiv u odnosu na turbulentni transportni član V i disipaciju VI.

4.3 Jednačine k - ε modela

Razvoj transportnih jednačina za sve turbulentne veličine uključujući i brzinu viskozne disipacije ε se odvija po istom principu [95]. Međutim, egzaktno rešavanje ε je moguće tek nakon definisanja razmera turbulencije velikih vrtloga preko standardnog k - ε modela [96, 97] i to:

- karakteristične brzinske razmere ϑ : $\vartheta = k^{1/2}$
- karakteristične dužinske razmere l : $l = \frac{k^{3/2}}{\varepsilon} \quad \dots 4.7)$
- karakteristična vremenska razmera: $\tau = \frac{k}{\varepsilon}$

Postavlja se pitanje opravdanosti upotrebe promenljive ε (opisuje "male vrtloge") za definisanje dužinske razmere l "velikih vrtloga". Pri velikim Re brojevima brzina pri kojoj veliki vrtlozi izdvajaju energiju iz osnovnog toka se široko poklapa sa brzinom prelaza energije preko malih, disipativnih vrtloga, ukoliko nema rapidne promene režima strujanja. Da to nije tako energija bi na nekom nivou turbulencije mogla neograničeno da raste ili opada-nestaje, što se u praksi ne dešava, čime se i opravdava korišćenje ε u definisanju l .

Na osnovu izvedenih pretpostavki koeficijent turbulentne viskoznosti se definiše kao

$$\mu_t = C\rho\vartheta l = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}, \quad \dots 4.8)$$

* $-2\mu \overline{s'_{ij} \cdot s'_{ij}} = -2\mu (\overline{s_{11}^2} + \overline{s_{22}^2} + \overline{s_{33}^2} + 2\overline{s_{12}^2} + \overline{s_{13}^2} + \overline{s_{23}^2})$

gde je C_μ bezdimenziona konstanta. Turbulentna viskoznost se u $k-\varepsilon$ modelu turbulencije računa pomoću dve nove diferencijalne transportne jednačine, za k i ε :

$$\frac{D(\rho k)}{Dt} = \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \text{div}(\rho k \mathbf{U}) = \text{div} \left[\frac{\mu_t}{\sigma_k} \text{grad } k \right] + 2\mu_t S_{ij} \cdot S_{ij} - \rho \varepsilon \quad \dots 4.9)$$

$$\frac{D(\rho \varepsilon)}{Dt} = \frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \text{div}(\rho \varepsilon \mathbf{U}) = \text{div} \left[\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \text{grad } \varepsilon \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} S_{ij} \cdot S_{ij} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad \dots 4.10)$$

Brzina promene k ili ε	+	Transport k ili ε konvekcijom	=	Transport k ili ε difuzijom	+	Brzina produkcije k ili ε	-	Brzina destrukcije k ili ε
--	---	---	---	---	---	---	---	--

Za razliku od jednačine za k , jednačina za ε se manje oslanja na tačnu derivaciju uticajnih članova, a više na faktore zatvaranja koji zavise od empirijskih pretpostavki, tj. konstanti modela.

Konstante modela su

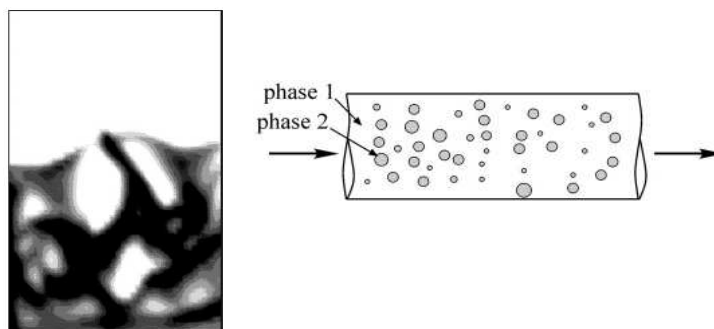
C_μ	σ_k	σ_ε	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$
0,09	1	1,3	1,44	1,92

...4.11)

Za izračunavanje Reynoldsovih napona koristi se Boussinesq-ova relacija (4.1).

4.4 Višefazno turbulentno strujanje

Eulerian Eulerian model je najčešće korišćen model za opisivanje višefaznih strujanja, kod kojih razlikujemo kontinualnu i dispergovanu/granularnu fazu* (Sl. 4.1).



Slika 4.1 Simulacija višefaznog dispergovanog strujanja-levo, šema dispergovanog višefaznog strujanja-desno

U daljem tekstu biće opisan FLUENT-ov Euler višefazni model strujanja koji polazi od sledećih pretpostavki:

* engl. *continuous and dispersed phase*, u slučaju modeliranja fluidizovanog sloja dispergovana faza je granularna-čestična faza fluidizovanog sloja

- Pritisak je isti za sve faze (usvaja se pritisak kontinualne faze)
- Kontinualna faza se smatra primarnom, a granularna/dispergovana - sekundarnom fazom
- Momentna jednačina i jednačina kontinuiteta se rešava za svaku fazu
- Za granularnu fazu računaju se:
 - o Granularna temperatura (fluktuirajuća energija solida)
 - o Viskoznost usled napona smicanja i zapreminska viskoznost se dobijaju primenom kinetičke teorije na granularno strujanje
- Postoje definisani koeficijenti za računanje otpora međufaznog strujanja
- K-ε model turbulencije se može primeniti na sve faze

FLUENT-ov Euler višefazni model strujanja ne pravi razliku između fluid-fluid i fluid-granularnog (fluid-solid) strujanja. Granularno strujanje je, jednostavno, ono koje poseduje bar jednu granularnu/čestičnu fazu.

Pri prelazu sa prethodno opisanog jednofaznog na višefazni model strujanja mora biti dat set konstitutivnih i jednačina održanja za svaku fazu k , pri čemu se uvodi i pojam zapreminske frakcije ili fazni zapreminski odnos α_k .

$$\text{Za svaku fazu s indeksom } k \text{ važi: } V_k = \int_V \alpha_k dV \text{ i } \sum_{k=1}^n \alpha_k = 1, \quad 4.12)$$

pa jednačine za fazu k u opštem obliku glase:

- **Zakon održanja mase faze k** ($k = g, s$):

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_k \rho_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k) = \sum_{l=1}^n \underbrace{(\dot{m}_{lk} - \dot{m}_{kl})}_{\substack{\text{izmena mase na} \\ \text{graniči između faza } k \text{ i } l}} + \underbrace{S_k}_{\substack{\text{izvorni} \\ \text{član, obično} \equiv 0}} \quad 4.13)$$

gde je: \mathbf{u}_k -vektor brzine faze k ,

\dot{m}_{lk} -maseni protok iz faze l u fazu k , a \dot{m}_{kl} maseni protok iz faze k u fazu l

S_k -izvorni član je u FLUENT-u po defaultu jednak 0

- **Zakon održanja momenta faze k** ($k=g$ ili s , $l=g$ ili s , $k \neq l$):

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{u}_k \mathbf{u}_k) = \\ & -\alpha_k \nabla p + \nabla \cdot \bar{\boldsymbol{\tau}}_k + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} + \underbrace{\sum_{k=1}^n (\mathbf{R}_{lk} + \dot{m}_{lk} \mathbf{u}_{lk} - \dot{m}_{kl} \mathbf{u}_{kl})}_{\text{član fazne interakcije}} + (\mathbf{F}_k + \mathbf{F}_{vm,k} + \mathbf{F}_{lfi,k}) \end{aligned} \quad 4.14)$$

gde je:

$$\bar{\tau}_k \text{-tenzor napona: } \bar{\tau}_k = \alpha_k \mu_k (\nabla \mathbf{u}_k + (\nabla \mathbf{u}_k)^T) + \alpha_k (\lambda_k - \frac{2}{3} \mu_k) \nabla \cdot \mathbf{u}_k \bar{I}, \quad \delta_{ij} = (I)_{ij} \quad 4.14a$$

\bar{I} -jedinični tenzor/jedinična matrica – skalarna matrica koja na glavnoj dijagonali ima jedinice

μ_k i λ_k – smicajna i zapreminska viskoznost k-te faze

$$(\nabla \mathbf{u}_k + (\nabla \mathbf{u}_k)^T) = \left(\frac{\partial u_{ki}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_{kj}}{\partial x_i} \right) \quad 4.14b$$

$$\mathbf{R}_{lk} \text{-sila interakcije između faza: } \mathbf{R}_{lk} = \sum_{l=1}^n (K_{kl} (\mathbf{u}_l - \mathbf{u}_k)), \quad 4.14c$$

$K_{lk}=K_{kl}$ -koeficijent interfazne promene momenta

\mathbf{F}_k - spoljašnje zapreminske sile

$\mathbf{F}_{vm,k}$ -sila izazvana efektom virtualne mase

$\mathbf{F}_{ifl,k}$ -sila uzgona

Interakcija između usrednjenih tokova različitih faza se modelira preko člana fazne interakcije koji sadrži silu interakcije između faza ili interfaznu silu- \mathbf{R}_{lk} , kao i član izmene masa između faza i interfazne brzine za koje važi da ukoliko je $\dot{m}_{lk} > 0$ deo faze l prelazi u fazu $k \rightarrow \mathbf{u}_{lk} = \mathbf{u}_l$. Slično, u slučaju da je $\dot{m}_{lk} < 0 \Rightarrow \mathbf{u}_{lk} = \mathbf{u}_k$. Za interfaznu silu važi $\mathbf{R}_{lk} = \mathbf{R}_{kl}$ i $\mathbf{R}_{kk} = 0$.

Interfazne sila, sila otpora, efekat virtualne mase (ukoliko postoji ubrzanje sekundarne/granularne faze u odnosu na primarnu/fluid fazu) i sila uzgona, će biti detaljno opisani u daljem tekstu.

4.5 Kinetička teorija strujanja granularne faze

Primena kinetičke teorije za modeliranje guste-granularne faze proistekla je iz potrebe da se u jednačini (4.14) izraze pritisak i viskoznost čestične faze. Ako se uvede pretpostavka da se granularna faza sastoji od gusto pakovanih glatkih, približno elastičnih sferičnih čestica koje se u fluidu nalaze u stalnom i haotičnom kretanju, dolazi se do analogije sa kinetičkom teorijom gasova [98] i Maxwellian-ovom raspodelom brzina čestica. Granularna temperatura- Θ , se pri tom predstavlja kao reprezent specifične kinetičke energije fluktuacija brzina čestica oko srednje vrednosti njihovih brzina. Pretpostavlja se da su fluktuacije brzina pri tom, posledica sudara čestica

zahvaćenih glavnim/usrednjenim tokom (slika 4.2). U skladu sa navedenim granularna temperatura- Θ je proporcionalna srednjem kvadratu brzine haotičnog kretanja-
 "vibriranja" čestica:

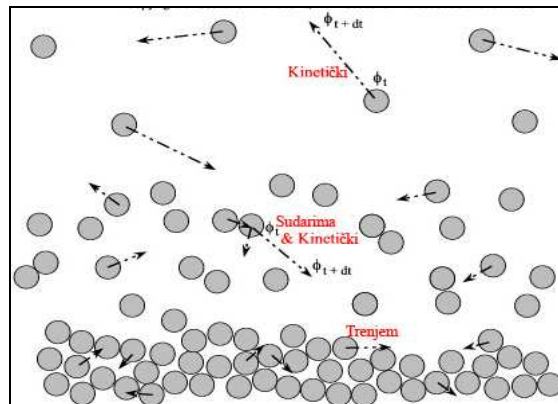
$$\Theta = \frac{1}{3} \overline{\mathbf{c}^2} = \frac{1}{3} (\overline{\mathbf{c}'_1^2} + \overline{\mathbf{c}'_2^2} + \overline{\mathbf{c}'_3^2}) \Rightarrow E_\Theta = \frac{1}{2} \overline{\mathbf{c}^2} = \frac{3}{2} \Theta \quad \dots 4.15)$$

gde je E_Θ -fluktuirajuća energija u jedinici mase usled haotičnog kretanja čestica, a \mathbf{c}' - lokalna brzina haotičnih oscilacija/fluktuacija čestica. Naime, trenutna brzina čestica granularne faze se definiše kao $\mathbf{c} = \mathbf{u}_s + \mathbf{c}'$, gde je \mathbf{u}_s vektor brzine usrednjenog toka granularne faze (tačnije vektor srednje lokalne brzine čestica). Tako, slično termodinamičkoj temperaturi gasa, granularna temperatura predstavlja meru nasumičnih oscilacija fluktuirajuće brzine čestica granularne faze. Konstitutivne relacije za napon granularne faze se na ovaj način mogu dobiti na osnovu koncepta kinetičke teorije [99], koja dozvoljava neelastične sudare između čestica granularne faze. Brojni radovi su pokazali opravdanost korišćenja kinetičke teorije za modeliranje granularne/guste faze, pogotovo u slučaju modeliranja strujanja u FS [99-106]. Zato je u ovom poglavlju dat esencijalni prikaz ove teorije.

Postoji nekoliko formulacija granularne kinetičke teorije od kojih izdvajamo formulacije:

- Gidaspow-a - pogodna za modeliranje fluidizovanog sloja [107, 108]

- Syamlal-a - ima širi spektar primene. [109, 110]

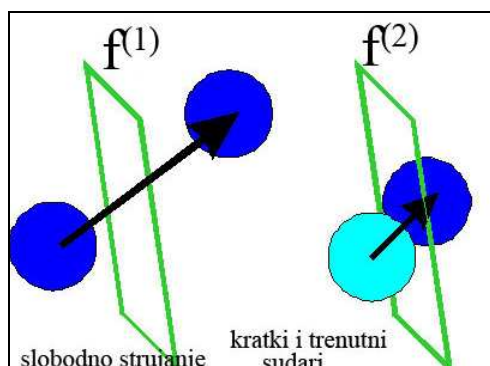


Slika 4.2 Šematski prikaz kinetička teorije granularne faze (viskozna disipacija proistekla iz kinetike-kretanja čestica, sudara i trenja između čestica)

Kretanje čestica u granularnoj fazi se razlikuje od kretanja molekula gasa u sledećem:

- Čestice u granularnoj fazi su višestruko višeg reda veličine od molekula gasa,
- Fluktuacije brzina čestica su mnogo manje od njihovih srednjih brzina,
- Kinetički deo fluktuacije čvrstih čestica je anizotropan,

- Granularna temperatura nije mera promene toplotne energije već je samo posledica strujanja i mera je oscilacija čestica granularne faze.

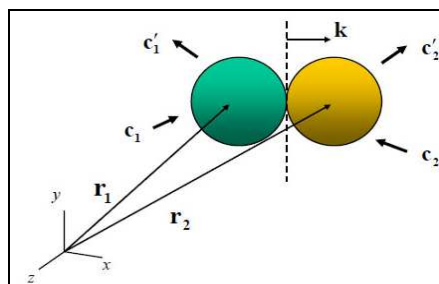


Slika 4.3 Analogija sa kinetičkom teorijom gasova

Postoje dva mehanizma za kretanje čestica u granularnoj fazi (slika 4.3) i to:

- *Slobodno strujanje* čestica između sudara, koga opisuje funkcija $f^{(1)}$ jednaka verovatnoći scenarija slobodnog kretanja čestica \equiv Maxwellian-ovoj funkciji rasporeda brzina za idealne gasove
- *Kretanje čestica usled kratkih i trenutnih sudara* koga opisuje funkcija $f^{(2)}$ - funkcija rastojanja između para čestica sadržanih u datoj zapremini*, pri čemu fluid između čestica ne utiče na njihovo kretanje. Funkcija rasporeda rastojanja između para čestica se aproksimira uvođenjem funkcije radijalne distribucije- $g_o(\mathbf{r}, \sigma)$ kao veze između funkcija $f^{(1)}$ i $f^{(2)}$ (vidi sliku 4.4).

$f^{(1)} = f(t, \mathbf{r}, \mathbf{c})$ I $f^{(2)}(\mathbf{r}_1, \mathbf{c}_1, \mathbf{r}_2, \mathbf{c}_2, t) = g_o f_1(\mathbf{r} - 1/2 d_p \mathbf{k}, \mathbf{c}_1, t) f_2(\mathbf{r} + 1/2 d_p \mathbf{k}, \mathbf{c}_2, t)$, gde je broj čestica u jedinici zapremine sa brzinom \mathbf{c} jednak: $n = \int \mathbf{c} f^{(1)} d\mathbf{c}$ a srednja hidrodinamička brzina čestica: $\mathbf{v} = 1/n \int \mathbf{c} f^{(1)} d\mathbf{c}^\dagger$



Slika 4.4 Funkcija radijalne distribucije

* Pair distribution function

† $\mathbf{v} = \mathbf{u}_s$

4.6 Osnovne i konstitutivne jednačine granularne faze

U ovom poglavlju će biti predstavljene osnove Euler - granularnog multifaznog modela proisteklog iz Euler-Euler modela i veoma pogodnog za modeliranje fluidizovanog sloja. Kao i kod Euler-Euler pristupa sve faze imaju isti pritisak – pritisak fluida/kontinualne faze (u slučaju fluidizovanog sloja – pritisak gasa) ali se za čvrstu fazu posebno definiše i pritisak granularne faze p_s^* koji kontroliše gustinu njenog pakovanja.

Jednačine održanja za granularnu fazu sada glase:

- *Zakon održanja mase granularne faze*

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \mathbf{u}_s) = \underbrace{\dot{m}_{fs}}_{\text{transfer mase}} \quad 4.16$$

U slučaju fluidizovanog sloja ukoliko čestice sloja predstavljaju jednu granularnu fazu fazni zapreminski odnos granularne faze je $\alpha_s = 1 - \varepsilon$, gde je ε poroznost sloja ($\varepsilon = \varepsilon_g = \alpha_f$). U tom slučaju članovi u zagradi sa leve strane $\alpha_s \rho_s$ predstavljaju nasipnu gustinu sloja. Ukoliko granularnu fazu FS čini više čestičnih faza važi da je $\varepsilon_g + \sum_{m=1}^M \alpha_{sm} = 1$, gde je M ukupan broj granularnih faza fluidizovanog sloja.

- *Zakon održanja momenta granularne faze*

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s \bar{u}_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \mathbf{u}_s \mathbf{u}_s) = - \underbrace{\alpha_s \nabla p_f}_{\text{pritisak fluida}} + \underbrace{\nabla \cdot \bar{\tau}_s}_{\text{tenzor napona solida}} + \underbrace{\sum_{s=1}^n (\mathbf{R}_{fs} + \dot{m}_{fs} \mathbf{u}_{fs})}_{\text{član faze interakcije}} + (\mathbf{F}_s + \mathbf{F}_{vm,s} + \mathbf{F}_{lift,s}) \quad 4.17$$

Da bi se obezbedilo zatvaranje/rešavanje gore navedenih jednačina i da bi se opisale međufazne interakcije uvodi se set **konstitutivnih jednačina** koje daju vezu između *tenzora napona, pritiska, napona smicanja, viskoznosti, funkcije radijalne distribucije i gradijenta brzine* granularne faze.

4.6.1 Tenzor napona granularne faze

Tenzor napona granularne faze je srž granularnog modela i direktno proističe iz kinetičke teorije granularne faze.

$$\bar{\tau}_s = -p_s \bar{I} + 2\alpha_s \mu_s \bar{S} + \alpha_s \left(\lambda_s - \frac{2}{3} \mu_s \right) \nabla \cdot \mathbf{u}_s \bar{I}, \text{ gde je:} \quad 4.18$$

* Pritisak koji trpe granice domena usled prisustva čestica

$$\bar{S} = 0.5(\nabla \mathbf{u}_s + (\nabla \mathbf{u}_s)^T) \quad - \quad \text{brzina deformacije (tenzor)}^* \quad 4.19)$$

p_s - pritisak granularne faze

λ_s, μ_s - zapreminska i smicajna viskoznost

Nadalje su date konstitutivne jednačine za svaki od navedenih članova tenzora napona.

4.6.1.1 Pritisak granularne faze

je mera prenosa momenta kretanja čestica usled njihovog strujanja i sudaranja.

$$p_s = \alpha_s \rho_s \Theta_s (\omega + 2(1 + e_s) \alpha_s g_{0s}), \quad \text{gde je:} \quad 4.20)$$

$$\omega = \begin{cases} 0 & \text{Syamlal} \\ 1 & \text{Gidaspow} \\ (1 + \frac{d_s}{6\alpha_s D \sqrt{2}}) & \text{Sinclair} \end{cases}$$

Θ_s - granularna temperatura

e_s - koeficijent restitucije čestica između sudara

g_{0s} - funkcija radijalne distribucije

Koeficijent ω je za:

$$\text{Gidaspow model: } \omega = 1 \rightarrow p_s = \alpha_s \rho_s \Theta_s + 2(1 + e_s) \alpha_s^2 \rho_s \Theta_s g_{0s} \quad 4.21 \text{ a)}$$

Pritisak granularne faze	=	“Kinetički” pritisak	+	Pritisak izazvan neelastičnim sudarima čestica
--------------------------	---	----------------------	---	--

Syamlal-ov model zanemaruje kinetički deo pritiska pojednostavljujući numerički račun: $\omega = 0$ 4.21 b)

Za Sinclair-ov model ω - funkcija prečnika čestice d_s i karakteristične dužine domena D

$$\text{Sinclair model: } \omega = (1 + \frac{d_s}{6\alpha_s D \sqrt{2}}) \quad 4.21 \text{ c)}$$

4.6.1.2 Funkcija radijalne distribucije

g_{0s} je funkcija raspodele $g_o(\alpha_s)$ (slika 4.4) i predstavlja korekcionni faktor koji modifikuje verovatnoću prelaska iz "stišljivog" $\alpha < \alpha_{s,max}$, gde razmak između čestica može dalje da opada, u "nestišljivo" stanje sa $\alpha = \alpha_{s,max}$, gde dalje smanjenje razmaka između čestica nije moguće. Ovaj korekcionni faktor suštinski daje verovatnoću sudara čestica i izračunava se prema empirijskim jednačinama (4.22), zavisno od modela.

* $\bar{S} = 1/2(\nabla \mathbf{u}_s + (\nabla \mathbf{u}_s)^T) = 1/2(\partial u_{si}/\partial x_j + \partial u_{sj}/\partial x_i)$

Ding i Gidaspow, Sinclair-ov model:
$$g_o(\alpha_s) = \left(1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\max}} \right)^{1/3} \right)^{-1}, \alpha_{s,\max} \cong 0.65 \quad 4.22)$$

Syamlal model:
$$g_o(\alpha_s) = \frac{1}{1 - \alpha_s} + \frac{3\alpha_s}{2(1 - \alpha_s)^2}$$

U slučaju da postoji više granularnih faza M neophodna je zamena jednačine (4.22) jednačinama (4.22a) ili (4.22b), zavisno od izbora modela.

Ding i Gidaspow,
Sinclair-ov model:
$$g_o(\alpha_s)_l = \left(1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\max}} \right)^{1/3} \right)^{-1} + \frac{1}{2} d_l \sum_{k=1}^M \frac{\alpha_k}{d_k} \quad 4.22a)$$

Ibdir-ov model [111]:
$$g_o(\alpha_s)_l = \frac{1}{1 - \frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\max}}} + \frac{3}{2} d_l \sum_{k=1}^M \frac{\alpha_k}{d_k} \quad 4.22b)$$

$$\alpha_s = \sum_{k=1}^M \alpha_k$$

Koeficijent restitucije e_s ima vrednosti $0 < e_s < 1$ i definiše se na sledeći način:

$$e_s = \begin{cases} 0 & \text{pri neelastičnim sudarima} & - \text{ sva energija je disipirana usled sudara} \\ 1 & \text{pri elastičnim sudarima} & - \text{ nema disipacije energije usled sudara} \\ 0,9 & \text{FLUENT} & \end{cases} \quad 4.23)$$

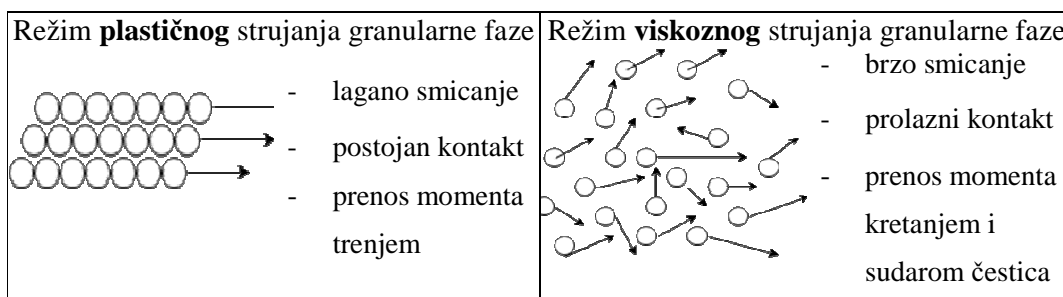
Uticaj koeficijenta restitucije e_s na sveukupne strujno - mehaničke procese u fluidizovanom sloju je dat u Goldschmidt-ovom radu [112].

4.6.1.3 Viskoznost granularne faze

Tenzor napona granularne faze sadrži smicajnu μ_s i zapreminsku viskoznost λ_s .

Smicajna viskoznost μ_s

Pre definisanja ovog konstitutivnog člana tenzora napona potrebno je da reći da postoje dva režima strujanja granularne faze: *viskozni*, u kome naponi rastu usled prenosa momenta kretanjem i sudaranjem čestica, i *plastični* ili lagano smicajni režim, u kome naponi nastaju usled trenja između čestica u permanentnom kontaktu (slika 4.5).



Slika 4.5 Režimi strujanja granularne faze

U viskoznom režimu strujanja smicajna viskoznost granularne faze je posledica kinetičkog kretanja $\mu_{s,kin}$ i međusobnog sudaranja čestica $\mu_{s,coll}$ (slika 4.5). Frikciona komponenta viskoznosti $\mu_{s,fr}$ odgovorna za tranziciju viskozno u plastičan režim, kada čvrsta faza dostigne maksimalnu gustinu pakovanja, može takođe biti uključena u račun.

$$\boxed{\mu_s = \mu_{s,kin} + \mu_{s,coll} + \mu_{s,fr}} \text{ i } \eta = (1 + e_s)/2 \quad 4.24$$

Kinetička komponenta smicajne viskoznosti $\mu_{s,kin}$ se u literaturi nalazi u različitim oblicima zavisno od primenjenog višefaznog modela (4.25 a-c) i funkcija je granularne temperature Θ_s , restitucije čestica-čestica e_s i zapreminskog udela čvrste faze α_s .

$$\mu_{s,kin} = \begin{cases} \text{Syamlal} \\ \text{model:} \end{cases} \quad \mu_{s,kin} = \frac{\alpha_s d_s \rho_s (\Theta_s \pi)^{0.5}}{12(2-\eta)} \left[1 + \frac{8}{5} \eta (3\eta - 2) \alpha_s g_{0s} \right] \quad 4.25 \text{ a)}$$

$$\mu_{s,kin} = \begin{cases} \text{Gidaspow} \\ \text{model:} \end{cases} \quad \mu_{s,kin} = \frac{5d_s \rho_s (\Theta_s \pi)^{0.5}}{96\eta g_{0s}} \omega \left[1 + \frac{8}{5} \eta \alpha_s g_{0s} \right] \quad 4.25 \text{ b)}$$

$$\mu_{s,kin} = \begin{cases} \text{Sinclair model:} \end{cases} \quad \mu_{s,kin} = \frac{5d_s \rho_s (\Theta_s \pi)^{0.5}}{96\alpha_s \eta (2-\eta) g_{0s}} \omega \left[1 + \frac{8}{5} \eta (3\eta - 2) \alpha_s g_{0s} \right] \quad 4.25 \text{ c)}$$

Komponenta smicajne viskoznosti usled sudara se modelira prema (4.26) u zavisnosti od granularnog modela koji se koristi i funkcija je granularne temperature Θ_s , restitucije e_s , radialne distribucije g_{os} i zapreminskog udela čestične faze α_s .

$$\mu_{s,coll} = \begin{cases} \text{Gidaspow i Syamlal model:} \\ \text{Sinclair} \\ \text{model:} \end{cases} \quad \mu_{s,coll} = \frac{8}{5} \alpha_s \rho_s d_s g_{os} \eta \left(\frac{\Theta_s}{\pi} \right)^{0.5} \left(\left[\frac{8\alpha_s}{5(2-\eta)} \right] \left[1 + \frac{8}{5} \eta (3\eta - 2) \alpha_s g_{os} \right] + \frac{768}{25\pi} \eta \alpha_s^2 g_{os} \right) \quad 4.26$$

U slučaju strujanja gusto pakovane granularne faze, pri dostizanju limita pakovanja ($\alpha_{s,max}$) pritisak granularne faze p_s se, uglavnom, generiše usled trenja između čestica (slika 4.5).

$$\mu_{s,fr} = \begin{cases} \text{Schaeffer} \\ \text{model:} \end{cases} \quad \mu_{s,fr} = \frac{p_s \sin \phi}{2\sqrt{I_{2D}}} \quad \begin{array}{l} \phi - \text{unutrašnji ugao trenja} \\ I_{2D} - \text{II invarijanta devijatorskog dela} \\ \text{tenzora napona} \end{array} \quad 4.27\text{a)}$$

$$\mu_{s,fr} = \begin{cases} \text{Johnson i} \\ \text{Jackson} \\ \text{model:} \end{cases} \quad \mu_{s,fr} = P_{friction} \sin \phi \wedge P_{friction} = Fr \frac{(\alpha_s - \alpha_{s,min})^2}{(\alpha_{s,max} - \alpha_s)^3} \wedge Fr = 0,1 \alpha_s \quad 4.27\text{b)}$$

U granularnom toku sa visokim faznim zapreminskim odnosom, trenutni sudari su od manjeg uticaja, a tok poprima odlike nestišljivog fluida pa se napon granularne faze usled trenja ne sme zanemariti.

Za vrednost zapreminskog udela čestične faze $\alpha_s < \alpha_{s,crit}$ doprinos trenja pri definisanju napona $\bar{\tau}_s$ i pritiska p_s granularne faze ne treba uzeti u obzir, tj. $\mu_{s,fr} = 0$

$$\alpha_{s,crit} = \begin{cases} 0.59 & \text{Symlal} \\ 0.5 & \text{Ocone, Laux} \end{cases} \quad [113-115]$$

U literaturi [116] se može naći i sledeća formulacija ukupne tj. efektivne smicajne viskoznosti granularne faze, različite od formulacije (4.49), a glasi *efektivna smicajna viskoznost se sastoji od viskoznog člana dobijenog iz kinetičke granularne teorije*

$\mu_s = \mu_{s,kin} + \mu_{s,coll}$ i *frikcionog viskoznog člana* $\mu_{s,fr}$ tako da je zadovoljena sledeća

$$\text{relacija: } \mu_{s,eff} = \begin{cases} \max[\mu_s, \mu_{s,fr}] & \alpha_s \geq 0.98 \cdot \alpha_{s,max} \\ \mu_s & \alpha_s < 0.98 \cdot \alpha_{s,max} \end{cases}$$

Važnost funkcije radijalne distribucije naročito dolazi do izražaja pri opisivanju strujanja granularne faze u plastičnom režimu. Naime, ukoliko se koristi bilo koja relacija pod (4.22) za izračunavanje radijalne distribucije vidi se da g_{0s} teži beskonačnosti kako se zapreminsko učešće granularne faze α_s približava granici pakovanja $\alpha_{s,max}$. Pritisak granularne faze izračunat pomoću ovako dobijene radijalne distribucije treba direktno iskoristiti za izračunavanje smicajne viskoznosti usled trenja.

Zapreminska viskoznost λ_s ,

je mera otpora čvrste čestice ekspanziji odn. kompresiji. Prema Lun-ovom modelu

$$\text{definiše se kao: } \lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_s \rho_s d_s g_{os} (1 + e_s) \left(\frac{\Theta_s}{\pi} \right)^{0,5} \quad 4.28$$

U FLUENT-u je vrednost za zapreminsku viskoznost često jednaka nuli.

4.6.2 Interfazne sile-član fazne interakcije

Interfazne sile su one koje deluju na samu česticu korigovane za efekat sudaranja i efekat masenog prenosa (konstitutivni član jednačine 4.17). Suma interfaznih sila po

svim fazama je jednaka nuli: $\sum_{s=1}^n (\mathbf{R}_{fs} + \dot{m}_{fs} \mathbf{u}_{fs}) = 0$.

Sila otpora kretanja čestice je prouzrokovana relativnim kretanjem između faza.

$$\sum_1^n \mathbf{R}_{fs} = \sum_{l=1}^n (K_{ls} (\mathbf{u}_l - \mathbf{u}_s)) + K_{fs} (\mathbf{u}_f - \mathbf{u}_s) = 0 \quad 4.29)$$

- K_{fs} je koeficijent izmene između fluida i čvrste (granularne) faze;
- K_{ls} je koeficijent izmene između čestica.

4.6.2.1 Koeficijent interfazne promene momenta usled otpora između fluida i granularne faze, K_{fs}

Opšta jednačina za koeficijent izmene je:
$$K_{fs} = \alpha_s \rho_s \frac{f_{drag}}{\tau_{fs}}, \quad 4.30)$$

gde je f_{drag} funkcija otpora, koja se definiše u zavisnosti od izabranog modela izmene momenata između faza, o čemu će biti reči u daljem tekstu, a τ_{fs} je vreme relaksacije čestice.

U većini slučajeva sila otpora je dominantna sila između faza. Pri izboru modela korisno je voditi se sledećim preporukama:

- Izabrati onaj model koji korektno predviđa terminalnu brzinu granularne faze pri strujanju u razređenoj sredini ($\alpha_s \ll \alpha_f$).
- Za validaciju izbranog modela otpora koristiti minimalnu brzinu fluidizacije, pri modeliranju mehurastog fluidizovanog sloja.
- Otpor je direktno zavistan od prečnika čestice tako da je za nesferične čestice jako bitan korektno definisan prečnik čestice d_s .

Vreme relaksacije čestice*

$$\tau_{fs} = \frac{\rho_s d_s^2}{18\mu_f}, \quad d_s\text{-srdnji prečnik čestica faze s.} \quad 4.31)$$

je karakteristično vreme potrebno da čestica pređe iz jednog u drugo stanje.

Syamlal-O'Brien model

se primenjuje kada je smicajni napon granularne faze definisan preko (4.25a).

Validacija ovog modela se vrši merenjem terminalne brzine čestica u FS.

$$f_{drag} = \frac{C_D \text{Re}_s \alpha_f}{24u_{r,s}^2}, \quad \text{gde je:} \quad 4.32)$$

* particle relaxation time

Funkcija otpora pojedinačne sferne čestice [117]

$$C_D = \left(0.63 + \frac{4.8}{\sqrt{\frac{\text{Re}_s}{u_{r,s}}}} \right)^2 \quad 4.33)$$

Relativni Reynolds-ov broj

$$\text{Re}_s = \frac{\rho_f d_s |\mathbf{u}_s - \mathbf{u}_f|}{\mu_f}, \quad 4.34)$$

\mathbf{u}_s - brzina granularne faze; \mathbf{u}_f - brzina fluida;

μ_f - dinamička viskoznost fluida

$u_{r,s}$ je terminalna brzina čestice ili brzina slobodnog pada-brzina pri kojoj čestica lebdi u fluidizovanom sloju

$$u_{r,s} = 0.5 \left(A - 0.06 \text{Re}_s + \sqrt{(0.06 \text{Re}_s)^2 + 0.12 \text{Re}_s (2B - A) + A^2} \right) \quad 4.35)$$

$$A = \alpha_f^{4.14}$$

$$B = \begin{cases} = 0.8 \alpha_f^{1.28} & \text{za } \alpha_f \leq 0.85 \\ = \alpha_f^{2.65} & \text{za } \alpha_f > 0.85 \end{cases}$$

$$(4.31) \div (4.35) \rightarrow \boxed{K_{fs} = \frac{3\alpha_f \alpha_s \rho_f}{4u_{r,s}^2 d_s} C_D \left(\frac{\text{Re}_s}{u_{r,s}} \right) |\mathbf{u}_s - \mathbf{u}_f|} \quad 4.36)$$

Wen & Yu model [118].

je pogodan za "razređene" sisteme gde je ukupna zapreminska frakcija sekundarne (granularne) faze značajno manja od zapreminske frakcije primarne faze (fluida).

$$\boxed{K_{fs} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_f \alpha_s \rho_f |\mathbf{u}_s - \mathbf{u}_f|}{d_s} \alpha_f^{-2.65}} \quad 4.37)$$

$$C_D = \frac{24}{\alpha_f \text{Re}_s} \left[1 + 0.15 (\alpha_f \text{Re}_s)^{0.687} \right], \text{Re}_s \text{ se određuje prema (4.34)} \quad 4.38)$$

Gidaspow model [103].

je kombinacija Wen & Yu modela i Ergun-ovog modela [119] za porozni sloj tj. za koncentraciju čestica bliskoj granici pakovanja.

Ovaj model se preporučuje za fluidizovan sloj

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_f > 0.8 \Rightarrow \\ \alpha_f \leq 0.8 \Rightarrow \end{array} \right. \left\{ \begin{array}{l} K_{fs} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_f \alpha_s \rho_f |\mathbf{u}_s - \mathbf{u}_f|}{d_s} \alpha_f^{-2.65} \\ C_D = \frac{24}{\alpha_f \text{Re}_s} \left[1 + 0.15 (\alpha_f \text{Re}_s)^{0.687} \right] \\ K_{fs} = 150 \frac{\alpha_s (1 - \alpha_f) \mu_f}{\alpha_f d_s^2} + 1.75 \frac{\alpha_s \rho_f |\mathbf{u}_s - \mathbf{u}_f|}{d_s} \end{array} \right. \quad 4.39)$$

4.6.2.2 Koeficijent interfazne promene momenta usled otpora između čestica granularne faze, K_{ls}

Ovaj koeficijent se izračunava ukoliko postoji više granularnih faza.

$$K_{l,s} = \frac{3(1+e_{ls}) \left(\frac{\pi}{2} + C_{fr,ls} \frac{\pi^2}{8} \right) \alpha_s \rho_s \alpha_l \rho_l (d_l + d_s)^2 g_{0,ls}}{2\pi (\rho_l d_l^3 + \rho_s d_s^3)} |\mathbf{u}_l - \mathbf{u}_s|, \quad [120] \text{ gde je:} \quad 4.40)$$

l,s -čestične frakcije granularne faze

e_{ls} - koeficijent restitucije $e_{ls}=0.97\pm 0.01$ [121, 122], FLUENT default $e_{ls}=0,9$

$C_{fr,ls}$ – koeficijent frikcije između čestica l -te i s -te granularne faze $C_{fr,ls}=0$

d_l – prečnik čestica l -te faze

$g_{0,ls}$ – koeficijent radialne distribucije koji je dobio Lebowitz [123] se izračunava:

$$g_{0,ls} = \frac{1}{\alpha_f} + \frac{3d_l d_s}{\alpha_f^2 (d_l + d_s)} \sum_{k=1}^m \frac{\alpha_k}{d_k}$$

4.6.2.3 Koeficijent interfazne promene momenta usled otpora između fluid-fluid faze, K_{pq}

U slučaju strujanja dva fluida sekundarna faza je ona u kojoj se formiraju kapljice ili mehurovi.

$$K_{pq} = \alpha_q \alpha_p \rho_p \frac{f_{drag}}{\tau_p} \quad f_{drag} = \frac{C_D \text{Re}}{24}, \quad \tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu_q} \quad 4.41)$$

Schiller i Naumann model:
$$C_D = \begin{cases} 24(1+0.15 \text{Re}^{0.687}) & \text{Re} \leq 1000 \\ 0.44 & \text{Re} > 1000 \end{cases} \quad 4.42a)$$

Schuh model:
$$C_D = \begin{cases} 24(1+0.15 \text{Re}^{0.687}) & 0 < \text{Re} \leq 200 \\ 24(0.914 \text{Re}^{0.282} + 0.0135 \text{Re}) / \text{Re} & 200 \leq \text{Re} < 2500 \\ 0.4008 & \text{Re} > 2500 \end{cases} \quad 4.42b)$$

Morsi i Alexander model:
$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{\text{Re}} + \frac{a_3}{\text{Re}^2} \quad \text{gde su } a_1, a_2, a_3 = f(\text{Re}) \quad 4.42c)$$

Razlika između modela 4.42 a÷b) se javlja za relativne Re brojeve veće od 1000.

Pored interfazne sile u jednačini (4.17) figurišu i sila usled efekta virtualne mase i sila uzgona. Ove dve sile se kod nekih autora svrstavaju u interfazne sile. I jedan i drugi pristup je korektan i podjednako zastupljen u praksi.

4.6.2.4 Sila usled virtuelne mase

Ako postoji relativno ubrzanje, a ne samo relativno kretanje između faza onda je efekat virtualne mase značajan, kao kod formiranja kolone mehurova gde je gustina sekundarne znatno manja od gustine primarne faze [124, 125]. Član $\mathbf{F}_{vm,fs} = \mathbf{K}_{vm,fs}$ se dodaje sa desne strane jednačine (4.17) i to za obe faze, tako da je $\mathbf{F}_{vm,fs} = -\mathbf{F}_{vm,sf}$

$$K_{vm,fs} = C_{vm} \alpha_s \rho_f \left(\left(\frac{\partial \mathbf{u}_f}{\partial t} + \mathbf{u}_f \cdot \nabla \mathbf{u}_f \right) - \left(\frac{\partial \mathbf{u}_s}{\partial t} + \mathbf{u}_s \cdot \nabla \mathbf{u}_s \right) \right), \quad C_{vm} = 0,5 \quad 4.43$$

4.6.2.5 Sila uzgona

$\mathbf{F}_{lift,fs}$ je sila koja se uvodi zbog delovanja uzgonskih sila primarne na sekundarnu fazu. Sila uzgona je obično zanemarljiva u odnosu na silu otpora sem u slučaju naglog razdvajanja faza i u blizini granica sistema. Član $\mathbf{F}_{lift,fs} = \mathbf{K}_{lift,fs}$ se dodaje sa desne strane jednačine (4.17) i to za obe faze, tako da je $\mathbf{F}_{lift,fs} = -\mathbf{F}_{lift,sf}$

$$K_{k,fs} = C_L \alpha_s \rho_f (\mathbf{u}_f - \mathbf{u}_s) \times (\nabla \times \mathbf{u}_f)^*, \quad C_L = -0,5 \quad 4.44$$

4.6.2.6 Jednosmerni interfazni prenos mase

\dot{m}_{fs} se uzima u obzir kod hemijskih reakcija ili fizičkih procesa kao što je isparavanje/kondenzacija $\dot{m}_{fs} \propto r \alpha_f \rho_s$, $r = \text{const}$

isparavanje - temperatura tečnosti \geq temperature saturacije:

$$\dot{m}_v = \frac{r_v \alpha_l \rho_l (T_l - T_{sat})}{T_{sat}} \quad r_b, r_v - \text{vremenski} \quad 4.45a)$$

kondenzacija - temperatura pare \leq temperature saturacije:

$$\dot{m}_l = \frac{r_l \alpha_v \rho_v (T_{sat} - T_v)}{T_{sat}} \quad \text{relaksacioni} \quad 4.45b)$$

parametri[†]

$$* \quad \nabla \times \mathbf{u} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u_3}{\partial x_2} - \frac{\partial u_2}{\partial x_3} \\ \frac{\partial u_1}{\partial x_3} - \frac{\partial u_3}{\partial x_1} \\ \frac{\partial u_2}{\partial x_1} - \frac{\partial u_1}{\partial x_2} \end{bmatrix}$$

[†] time relaxation parameters

4.6.3 Granularna temperatura Θ_s

Granularna temperatura čestične faze je proporcionalna kinetičkoj energiji nasumičnog kretanja čestica. Polazeći od jednačine (4.15) jednačina konzervacije fluktuirajuće granularne energije $\frac{D(\rho_s \alpha_s E_\Theta)}{Dt}$ glasi:

$$\frac{3}{2} \left[\frac{\partial}{\partial t} (\rho_s \alpha_s \Theta_s) + \nabla (\rho_s \alpha_s \mathbf{u}_s \Theta_s) \right] = \underbrace{\bar{\tau}_s : \nabla \mathbf{u}_s}_{\text{produkcioni}} + \underbrace{\nabla (k_{\Theta_s} \nabla \Theta_s)}_{\text{difuzioni}} - \underbrace{\gamma_{\Theta_s}}_{\text{disipativni}} + \underbrace{\phi_{ls} + \phi_{fs}}_{\text{razmene između faza}} \quad (4.46)$$

član

Konstitutivni članovi jednačine (4.46) su:

$\bar{\tau}_s : \nabla \mathbf{u}_s$ predstavlja produkciju granularne energije usled dejstva tenzora napona solida-granularne faze

$k_{\Theta_s} \nabla \Theta_s$ predstavlja difuziju granularne energije, gde je:

k_{Θ_s} koeficijent difuzije ili konduktivnost granularne temperature - funkcija granularne temperature i svojstava čestica: prečnika, gustine i zapreminske frakcije granularne faze. Za različite modele je posebno definisan.

$$\text{Syamlal: } \kappa_{\Theta_s} = \frac{15 \alpha_s \rho_s d_s \sqrt{\Theta_s \pi}}{4(41 - 33\eta)} \left[1 + \frac{12}{5} \alpha_s g_{os} \eta^2 (4\eta - 3) \right], \eta = \frac{(1 + e_s)}{2} \quad (4.47)$$

$$\text{Gidaspow: } \kappa_{\Theta_s} = \frac{75 \rho_s d_s \sqrt{\Theta_s \pi}}{384 \eta g_{os}} \left[1 + \frac{12}{5} \alpha_s g_{os} \eta \right]^2 + 2 \alpha_s^2 \rho_s d_s (1 + e_s) g_{os} \sqrt{\frac{\Theta_s}{\pi}} \quad (4.48)$$

$$\text{Sinclair: } \kappa_{\Theta_s} = (\kappa_{\Theta_s})_{\text{syamlal}} + \frac{25 \rho_s d_s \sqrt{\Theta_s \pi}}{16 \eta g_{os}} \omega \left[\frac{1 + \frac{12}{5} \eta^2 (4\eta - 3) \alpha_s g_{os}}{41 - 33\eta} \right] \quad (4.49)$$

γ_{Θ_s} predstavlja disipaciju granularne energije usled neelastičnih sudara čestica i funkcija je čestica-zid restitucionog koeficijenta, zapreminske frakcije granularne faze i granularne temperature. Gidaspow-ova formulacija sadrži i gradijent brzine čestične faze.

$$\text{Gidaspow: } \gamma_{\Theta_s} = 3(1 - e_s^2) \alpha_s^2 \rho_s g_{os} \Theta_s \left[\frac{4}{\pi} \sqrt{\frac{\Theta_s}{\pi}} - \nabla \mathbf{u}_s \right] \quad (4.50)$$

$$\text{Syamlal i Sinclair: } \gamma_{\Theta_s} = \frac{12(1 - e_s) g_{os}}{d_s \sqrt{\pi}} \rho_s \alpha_s \Theta_s^{\frac{3}{2}} \text{ koristi Lun-ovu formulaciju [102]} \quad (4.51)$$

* $\tau : \nabla \mathbf{u} = \tau_{11} \frac{\partial u_1}{\partial x_1} + \tau_{12} \frac{\partial u_1}{\partial x_2} + \tau_{13} \frac{\partial u_1}{\partial x_3} + \tau_{21} \frac{\partial u_2}{\partial x_1} + \tau_{22} \frac{\partial u_2}{\partial x_2} + \tau_{23} \frac{\partial u_2}{\partial x_3} + \tau_{31} \frac{\partial u_3}{\partial x_1} + \tau_{32} \frac{\partial u_3}{\partial x_2} + \tau_{33} \frac{\partial u_3}{\partial x_3}$

$$\phi_{ls} = -3K_{ls}\Theta_s \quad \text{Predstavlja razmenu energija između dve čvrste frakcije,} \quad 4.52)$$

K_{ls} - jednačina (4.40)

$$\phi_{fs} \quad \text{Predstavlja razmenu energija između fluida i granularne faze,}$$

K_{fs} - jednačina (4.36)

$$\text{Laminarno strujanje: } \phi_{fs} = -3K_{fs}\Theta_s \quad 4.53a)$$

Turbulentno dispergovano strujanje:

$$\text{Sinclair model: } \phi_{fs} = K_{fs}(\sqrt{2k_f}\sqrt{3\Theta} - 2k_f) \quad 4.53b)$$

k_f - kinetička energija fluida

$$\text{Drugi modeli: } \phi_{fs} = K_{fs}(2k_f - \langle u'_{pi}, u'_{fi} \rangle) \quad 4.53c)$$

Umesto rešavanja kompletne jednačine (4.46) za granularnu temperaturu Syamlal je pretpostavio lokalnu disipaciju granularne energije, zanemarujući konvekciju i difuziju, ostavljajući samo produkcionni i disipativni član i predložio sledeću jednačinu:

$$\Theta_s = \left[\frac{(K_1\alpha_s + \rho_s)tr(\bar{S})}{2K_4\alpha_s} + \frac{\sqrt{(K_1\alpha_s + \rho_s)^2 tr^2(\bar{S}) + 4K_4\alpha_s [2K_3tr(\bar{S}^2) + K_2tr^2(\bar{S})]}}{2K_4\alpha_s} \right] \quad 4.54)$$

$$K_1 = 2(1 - e_s)\rho_s g_{0s} \quad 4.54a)$$

$$K_2 = \frac{4}{3\sqrt{\pi}} d_s \rho_s (1 + e_s) g_{0s} \alpha_s - \frac{2}{3} K_3 \quad 4.54b)$$

$$K_3 = \frac{d_s \rho_s}{2} \left\{ \frac{\sqrt{\pi}}{3(1 - e_s)} \left[1 + \frac{2}{5} (1 + e_s) (3e_s - 1) g_{0s} \alpha_s \right] + \frac{8\alpha_s}{5\sqrt{\pi}} g_{0s} (1 + e_s) \right\} \quad 4.54c)$$

$$K_4 = \frac{12(1 - e_s^2)\rho_s g_{0s}}{d_s \sqrt{\pi}} \quad 4.54d)$$

$tr(\bar{S})$ - trag tenzora deformacije

U poglavlju 4.6 su predstavljeni različiti modeli kinetičke teorije granularnog strujanja, pri tome još jednom je važno napomenuti da:

- Gidaspow-ov: se preporučuje za modeliranje strujanja granularne faze u mehurastom fluidizovanom sloju.
- Syamlal: ima širok spektar primene.
- Sinclair: se preporučuje za modeliranje strujanja granularne faze u razređenim sistemima i linije pneumatskog transporta.

4.7 Numerički postupak rešavanja jednačina modela

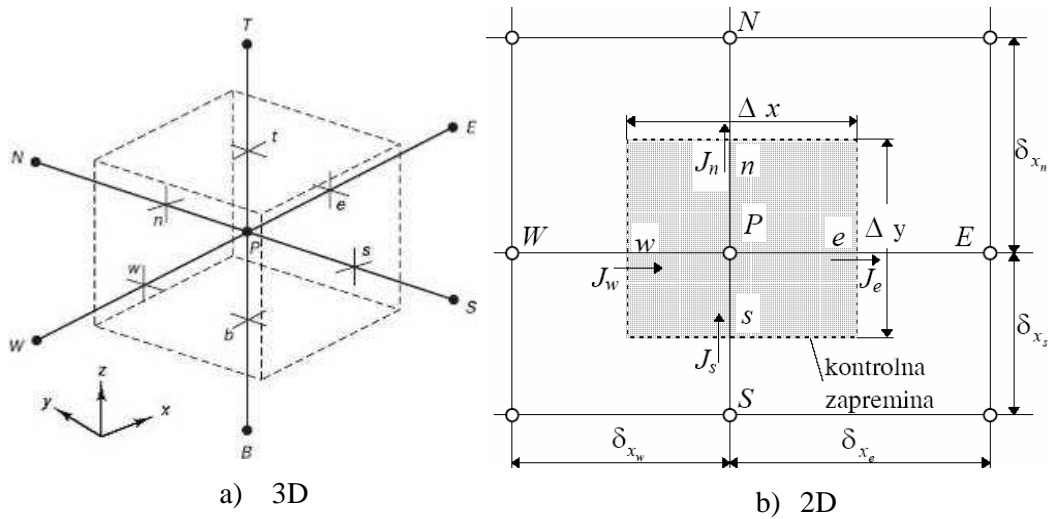
Pravilno sagledavanje fizikalnosti nekog problema i njegovo uspešno opisivanje sistemom diferencijalnih jednačina, čiji je reprezent generalna parcijalna diferencijalna jednačina konzervacije:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \text{div}(\rho\mathbf{u}\phi) = \text{div}(\Gamma\text{grad}\phi) + S_\phi \text{ koja u skalarnom obliku glasi:}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial(\rho u\phi)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v\phi)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w\phi)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial z}\right) + S_\phi, \quad 4.7.1)$$

predstavlja samo prvi korak u procesu matematičkog modeliranja. Krajnji cilj je dobijanje konkretnih i konačnih numeričkih vrednosti promenljivih veličina ϕ (U_i , U_j , k , ε , p ...) u razmatranom procesu. Kako definisani sistem diferencijalnih jednačina, zbog složenosti najčešće nije moguće egzaktno analitički rešiti pristupa se njihovom približnom rešavanju nekom od numeričkih metoda. Prvi korak u celokupnoj numeričkoj proceduri je diskretizacija, odnosno prevođenje diferencijalnih jednačina u algebarski ekvivalent - diskretizacione jednačine čije je rešavanje numerički moguće primenom određenih nimeričkih algoritama. Postupak diskretizacije sistema parcijalnih diferencijalnih jednačina koje opisuju procese transporta materije, količine kretanja, toplote i dr. se svodi na diskretizaciju generalne diferencijalne jednačine (4.7.1) čime se dobija generalna algebarska jednačina ili kako se češće naziva diferentna jednačina, za unapred definisane-izabrane vremenske (t) i prostorne (x_i) koordinate domena. Diskretizacija i algoritam rešavanja zavise od izabrane numeričke metode.

Metoda kontrolnih zapremina je jedna od najčešće primenjivanih metoda i metoda koja je primenjena prilikom rešavanja diferencijalnih jednačina modela prodora mlaza. U tekstu koji sledi ova metoda diskretizacije biće sažeto opisana.



Slika 4.7.1 Diskretizacija domena u oblasti tačke-centralnog čvora P*

Metoda konačnih zapremina podrazumeva da usvojena raspodela promenljive ϕ važi samo za jednu tačku, strujnog prostora i neposrednu okolinu oko te tačke-čvora (slika 4.7.1). Zato se vrši diskretizacija integracionog domena na sabdomene-kontrolne zapremine (ćelije) koji sadrže samo jedan čvor u kojoj se određuju vrednosti promenljive ϕ , pri čemu za svaku kontrolnu zapreminu (CV) važi različiti oblik promene varijable ϕ . Diskretizaciona jednačina se tako svodi na algebarsku relaciju između vrednosti ϕ u izabranim tačkama. Ona je tim bliskija analitičkoj jednačini, što je broj izabranih tačaka veći.

Ključni korak metode kontrolnih zapremina je integracija generalne algebarske (diferentne) jednačine 4.7.1 (ili diferencijalnih jednačina) po proizvoljno izabranoj kontrolnoj zapremini, uz integraciju po konačnom vremenskom intervalu Δt , kako bi se dobila diskretizovana jednačina u njenoj nodalnoj tački odnosno centralnom čvoru P:

$$\underbrace{\int_{CV} \left(\int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) dt \right) dV}_{\text{lokalni (inercijalni)}} + \underbrace{\int_{CV} \int_t^{t+\Delta t} \text{div}(\rho\mathbf{u}\phi) dt dV}_{\text{konvektivni}} = \underbrace{\int_{CV} \int_t^{t+\Delta t} \text{div}(\Gamma \text{grad}\phi) dt dV}_{\text{difuzioni}} + \underbrace{\int_{CV} \int_t^{t+\Delta t} S_\phi dt dV}_{\text{izvorni član}} \quad 4.7.2)$$

Korišćenjem Gausove teoreme za pretvaranje zapreminskog integrala konvektivnog i difuzionog člana u površinski integral i promenom redosleda integracije dobija se:

* Indeksi stranica ćelija (cell-face) cf=w, e, s, n, b, t; Indeksi susednih čvorova (neighborhood) Nb= W, E, S, N, B, T; Δx_i -rastojanje između stranica, δx_i -rastojanje između čvorova

$$\int_{CV} \left(\int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) dt \right) dV + \int_t^{t+\Delta t} \left(\int_A \mathbf{n} \cdot (\rho\mathbf{u}\phi) dA \right) dt - \int_t^{t+\Delta t} \left(\int_A \mathbf{n} \cdot (\Gamma \text{grad}\phi) dA \right) dt = \int_t^{t+\Delta t} \int_{CV} S_\phi dV dt$$

$$\text{to jest: } \int_t^{t+\Delta t} \left(\int_{CV} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV \right) dt + \int_t^{t+\Delta t} \left(\int_A \mathbf{n} \cdot (\rho\mathbf{u}\phi - \Gamma \text{grad}\phi) dA \right) dt = \int_t^{t+\Delta t} \int_{CV} S_\phi dV dt \quad 4.7.3$$

ukupni fluks = J_{cf}

Jednačina 4.7.3 se rešava u skalarnom obliku integracijom po konačnoj zapremini član po član uvođenjem odgovarajućih aproksimacija. Za dalje razmatranje korisno je definisati ukupni fluks kao sumu konvektivnog i difuzionog. Najpre se gustina ukupnog fluksa promenljive ϕ definiše na sledeći način:

$$j_\phi = \rho u_i \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_i}, \text{ pa je ukupni fluks } \Rightarrow \int_{A_{cf}} j_\phi dx_j dx_k = \overline{j_{\phi_{cf}}} \Delta x_j \Delta x_k \approx j_{\phi_{cf}} A_{cf} = J_{icf} \quad 4.7.4$$

gde je prva aproksimacija u procesu diskretizacije 4.7.3 zamena $\overline{j_{\phi_{cf}}}$ -srednje vrednosti gustine fluksa promenljive ϕ , $j_{\phi_{cf}}$ - gustinom ukupnog fluksa promenljive ϕ u centru stranice ćelije, površine $A_{cf} = \Delta x_j \Delta x_k$ ($j \neq k$). Iako je, recimo $A_e = A_w$ zadržavaju se oba člana pa je integral ukupnog fluksa po kontrolnoj zapremini, za ravanski problem:

$$\int_{CV} \frac{\partial J_i}{\partial x_i} dV = J_e - J_w + J_n - J_s \quad 4.7.5$$

Rešenje integracije lokalnog i izvornog člana jednačine 4.7.3 se aproksimira na isti način, korišćenjem vrednosti $\partial/\partial t(\rho\phi)$ i S_ϕ u centralnom čvoru P, umesto srednjih vrednosti ovih veličina sračunatih po kontrolnoj zapremini:

$$\int_{CV} \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) dV \approx \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi)_P \Delta x_1 \Delta x_2 \Delta x_3 = \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi)_P \Delta V \quad 4.7.6$$

$$\int_{CV} S_\phi dV \approx \overline{S_p} \Delta V \quad 4.7.7$$

Zamenom jednačina 4.7.5)- 4.7.7) u jednačinu 4.7.3) za ravanski problem uz zamenu koordinata x_1 i x_2 sa x , y i komponentata brzine u_1 i u_2 sa u i v , dobija se:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi)_P \Delta V + \left(\rho u \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_e A_e - \left(\rho u \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_w A_w + \\ + \left(\rho v \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y} \right)_n A_n - \left(\rho v \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y} \right)_s A_s = \overline{S_p} \Delta V \end{aligned}$$

Sledeća aproksimacija je linearizacija odgovarajućih članova tako što se gustina masenog fluksa (ρu) i difuzioni koeficijent Γ tretiraju nezavisno od promenljive ϕ , a

rešenje se nalazi iterativnim postupkom. Da bi se izračunala vrednost ϕ , koriste se vrednosti (ρu) i Γ sračunate u prethodnom koraku iteracije - označene zvezdicom $(\rho u)^*$ i Γ^* u jednačinama:

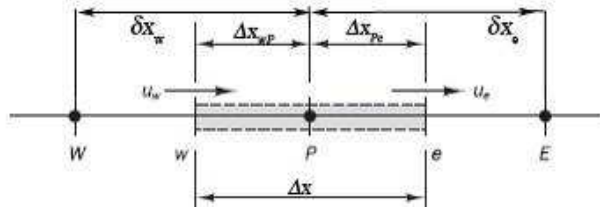
$$\begin{aligned} \Gamma^* \text{ u jednačinama: } & \left(\rho u \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_{cf} \approx (\rho u)_{cf}^* \phi_{cf} - \Gamma_{cf}^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_{cf} \Rightarrow \\ & \frac{\partial}{\partial t} (\rho_p^* \phi_p) \Delta V + \left((\rho u)_e^* \phi_e - \Gamma_e^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_e \right) A_e - \left((\rho u)_w^* \phi_w - \Gamma_w^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_w \right) A_w + \\ & + \left((\rho v)_n^* \phi_n - \Gamma_n^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)_n \right) A_n - \left((\rho v)_s^* \phi_s - \Gamma_s^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)_s \right) A_s = \bar{S}_p \Delta V \end{aligned} \quad 4.7.8)$$

Sledi uvođenje diskretne jednačine kontinuiteta, koja se dobija iz 4.7.8 za $\phi=1$, $\Gamma=0$ i $S=0$:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho_p^*}{\partial t} \Delta V + (\rho u)_e^* A_e - (\rho u)_w^* A_w + (\rho v)_n^* A_n - (\rho v)_s^* A_s = 0 \\ & \equiv \frac{\partial \rho_p^*}{\partial t} \Delta V + G_e^* A_e - G_w^* A_w + G_n^* A_n - G_s^* A_s = 0 \end{aligned} \quad 4.7.9)$$

G_{cf}^* -maseni protoci kroz odgovarajuće površine kontrolne zapremine

Jednačina 4.7.8 sadrži promenljive ϕ_{cf} i $(\partial \phi / \partial x)_{cf}$ koje treba izraziti u funkciji veličina u susednim čvorovima. Ovaj korak je najvažniji za diskretizaciju metodom konačnih zapremina, a pretpostavka promene ϕ između čvorova predstavlja treći aproksimativni nivo.



Slika 4.7.2 1 D primer konvekcije i difuzije

U nedostatku ikakvih informacija o promeni ϕ između čvorova, razmatra se najjednostavniji slučaj-stacionaran jednodimenzijski problem konvekcije i difuzije bez izvornog člana (slika 4.7.2), predstavljen jednačinom:

$$\frac{d}{dx} \left(\rho u \phi - \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) = 0 \quad 4.7.10)$$

$$\text{za koji važi jednačina kontinuiteta } \frac{d}{dx} (\rho u) = 0 \quad 4.7.11)$$

4. DEFINISANJE POLAZNIH JEDNAČINA MODELA

Pretpostavljajući linearnu promenu zavisno promenljive ϕ između čvorova W-P i P-E (slika 4.7.2), jednačina 4.7.10 se može aproksimirati izrazom

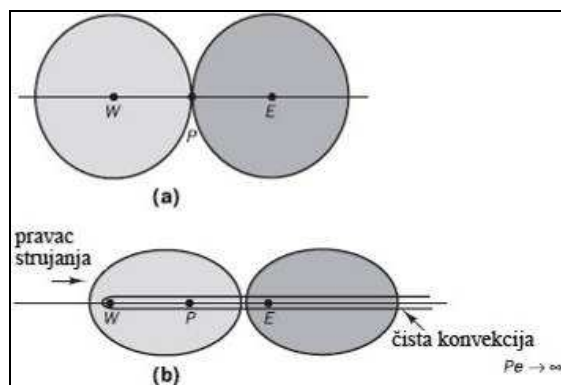
$$(\rho u \phi)_e - (\rho u \phi)_w = \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_e - \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_w \quad 4.7.12$$

Vrednosti konvektivnih i difuzionih protoka/flukseva, koji važe na stranicama ćelije „e“ i „w“, se mogu izraziti kao:

<p>- konvektivni protok</p> $C_e^* = (\rho u)_e^* A_e$ $C_w^* = (\rho u)_w^* A_w$	<p>- difuzioni protok</p> $D_e^* = \frac{\Gamma_e^* A_e}{\delta x_e}$ $D_w^* = \frac{\Gamma_w^* A_w}{\delta x_w}$
$C_{cf}^* = (\rho u)_{cf}^* A_{cf} \quad 4.7.13a$ $C_{cf}^* = G_{cf}^* A_{cf}$	$D_{cf}^* = \frac{\Gamma_{cf}^* A_{cf}}{\delta x_{cf}} \quad 4.7.13b$

Metoda kontrolnih zapremina je zasnovana na postavljanju ravnoteže konvektivnih/difuzionih flukseva za kontrolni zapreminu u funkciji *Peclet*-ovog

broja: $P_e = \frac{C}{D} = \frac{\rho u}{\Gamma / \delta x}$



Slika 4.7.3 Distribucija promenljive ϕ u neposrednoj blizini 2 čvorova pri različitim Pe brojevima a) čista difuzija $Pe \rightarrow 0$, b) difuzija i konvekcija $Pe \rightarrow \infty$

Aproksimacija difuzionih flukseva kroz odgovarajuće stranice ćelije CV pretpostavljajući linearnu promenu zavisno promenljive ϕ između čvorova glasi:

$$\begin{aligned}
 cf = w, s, b \quad & -\Gamma_{cf}^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_{cf} A_{cf} = D_{cf}^* (\phi_{Nb} - \phi_P) \\
 cf = e, n, t \quad & -\Gamma_{cf}^* \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)_{cf} A_{cf} = D_{cf}^* (\phi_P - \phi_{Nb})
 \end{aligned} \quad 4.7.14$$

Aproksimacija konvektivnih flukseva se vrši uz pomoć uzvodne (*upwind*) šeme tako što se eksponencijalna promena ϕ između čvorova aproksimira polinomom nultog

reda, da bi se zadovoljila pretpostavka o linearnoj promeni ϕ . Korišćenjem *upwind* šeme vrednost ϕ_{cf} na stranici ćelije se aproksimira vrednošću ϕ u tački uzvodno od "cf".

Indikator smera strujanja je konvektivni fluks C_{cf}^* (4.7.13 a)) čiji je predznak jednak smeru brzine strujanja:

$$\begin{aligned} cf = w, s, b \quad (\rho u)_{cf}^* A_{cf} &= C_{cf}^* \left[e(C_{cf}^*) \phi_{Nb} - e(-C_{cf}^*) \phi_P \right] \quad e(C_{cf}^*) = \begin{cases} 1 & C_{cf}^* \geq 0 \\ 0 & C_{cf}^* < 0 \end{cases} \\ cf = e, n, t \quad (\rho u)_{cf}^* A_{cf} &= C_{cf}^* \left[e(-C_{cf}^*) \phi_{Nb} - e(C_{cf}^*) \phi_P \right] \quad e(-C_{cf}^*) = \begin{cases} 1 & C_{cf}^* > 0 \\ 0 & C_{cf}^* \leq 0 \end{cases} \end{aligned} \quad 4.7.15)$$

Zamenom 4.7.14) i 4.7.15) u 4.7.8) uz malu reorganizaciju, za ravanski slučaj dobija se:

$$\begin{aligned} \rho_P^* \frac{\partial \phi_P}{\partial t} \Delta V &+ \left(C_e^* \left(e(-C_e^*) \phi_E + \left(e(C_e^*) - 1 \right) \phi_P \right) + D_e^* (\phi_P - \phi_E) \right) - \\ &- \left(C_w^* \left(e(C_w^*) \phi_W + \left(e(-C_w^*) - 1 \right) \phi_P \right) - D_w^* (\phi_P - \phi_W) \right) + \\ &+ \left(C_n^* \left(e(-C_n^*) \phi_N + \left(e(C_n^*) - 1 \right) \phi_P \right) + D_n^* (\phi_P - \phi_N) \right) - \\ &- \left(C_s^* \left(e(C_s^*) \phi_S + \left(e(-C_s^*) - 1 \right) \phi_P \right) - D_s^* (\phi_P - \phi_S) \right) + \\ &+ \underbrace{\frac{\partial \rho_P^*}{\partial t} \Delta V + C_e^* - C_w^* + C_n^* - C_s^*}_{(4.6.9) \Rightarrow 0} = \overline{S_P} \Delta V \end{aligned} \quad 4.7.16)$$

Sređivanjem jednačine 4.7.16) i uvođenjem koeficijenata a_{Nb} uz $(\phi_P - \phi_{Nb})$ tako da je:

$$\begin{aligned} Nb=W, S, B \quad a_{Nb} &= D_{cf}^* + C_{cf}^* e(C_{cf}^*) = D_{cf}^* + \max[C_{cf}^*, 0] \\ Nb=E, N, T \quad a_{Nb} &= D_{cf}^* - C_{cf}^* e(C_{cf}^*) = D_{cf}^* + \max[0, -C_{cf}^*] \end{aligned} \quad 4.7.17)$$

dobija se:

$$\rho_P^* \frac{\partial \phi_P}{\partial t} \Delta V + a_E (\phi_P - \phi_E) + a_W (\phi_P - \phi_W) + a_N (\phi_P - \phi_N) + a_S (\phi_P - \phi_S) = \overline{S_P} \Delta V \quad 4.7.18 \text{ a)}$$

i ako je $\hat{a}_P = a_E + a_W + a_N + a_S + a_T + a_B = \sum_{Nb} a_{Nb}$, konačno imamo:

$$\rho_P^* \frac{\partial \phi_P}{\partial t} \Delta V + \hat{a}_P \phi_P - \sum_{Nb} a_{Nb} \phi_{Nb} = \overline{S_P} \Delta V \quad 4.7.18 \text{ b)}$$

Nakon diskretizacije jednačine 4.7.3) integracijom po konačnoj zapremini, sledi diskretizacija po vremenu. Integracijom inercijalnog člana jednačine 4.7.3) po vremenu dobija se:

$$I = \int_t^{t+\Delta t} \left(\int_{CV} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dV \right) dt = \frac{\rho_P \phi_P - \rho_P^0 \phi_P^0}{\Delta t} \Delta V \quad 4.7.19 \text{ a)}$$

Preostali integralni članovi jednačine 4.7.3) se aproksimiraju uz pomoć teoreme o srednjoj vrednosti:

$$\int_t^{t+\Delta t} \hat{a}_P \phi_P dt = \overline{\hat{a}_P \phi_P} \Delta t \approx \hat{a}_P \phi_P \Delta t \quad 4.7.19 \text{ b)}$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \overline{S_P} \Delta V dt = \overline{S_P} \Delta V = (S_u + S_P \phi_P) \Delta V, \quad S_P \leq 0 \quad 4.7.19 \text{ c)}$$

U jednačini (4.7.19c) prikazan je model diskretizacije izvornog člana $\overline{S_P}$, u najpogodnijem, linearnom obliku. U cilju obezbeđenja konvergencije rešenja potrebno je da vrednost koeficijenta S_P bude manja ili jednaka nuli.

Za vremensku diskretizaciju koriste se tzv, dvovremensko nivelisane (two-time-level) metode kojima se $\phi_P^{t+\Delta t}$ izračunava uz pomoć vrednosti ϕ_{Nb} i ϕ_P iz nove i/ili stare vremenske iteracije. Ukoliko se $\phi_P^{t+\Delta t}$ izračunava uz pomoć vrednosti ϕ_{Nb} i ϕ_P iz stare vremenske iteracije govorimo o eksplicitnoj šemi. Implicitna metoda koristi vrednosti ϕ_{Nb} i ϕ_P i iz stare i iz nove vremenske iteracije i više je u upotrebi. Implicitna

metoda koristi novi koeficijent \check{a}_P koji se definiše kao $\check{a}_P = \hat{a}_P + \frac{\rho_P^0 \Delta V}{\Delta t}$

Sumiranjem svega navedenog potpuna implicitna diferentna jednačina glasi:

$$a_P \phi_P = \sum a_{Nb} \phi_{Nb} + a_P^0 \phi_P^0 + S_u \quad 4.7.20 \text{ a)}$$

$$a_P = \sum a_{Nb} + a_P^0 - S_P \text{ i } a_P \geq \sum a_{Nb}, \forall a_{Nb} \geq 0 \quad 4.7.20 \text{ b)}$$

$$a_P^0 = \frac{\rho_P^0 \Delta V}{\Delta t} \quad 4.7.20 \text{ c)}$$

Ako se uzme u obzir činjenica da su vrednosti koeficijenata a_{Nb} , koji su funkcija konvektivnih i difuzionih protoka, kao i veličina promenljivih ϕ_{Nb} definisane za čvor posmatrane ćelije, onda je veliki problem izraziti veličine koje su definisane za stranice ćelija u funkciji njihovih vrednosti u čvoru ćelije P. U tom cilju je razvijeno nekoliko postupaka (diferentnih šema) prema kojima se sa zadovoljavajućom tačnošću određuju pomenute veličine.

Za slučaj malih vrednosti *Pecl*et-ovih brojeva, odnosno da je difuzija dominantna u odnosu na konvekciju u praksi se često koristi najjednostavnija centralna diferentna

šema (*central-difference scheme* - *CDS*) koja pretpostavlja linearnost vrednosti promenljivih ϕ_{Nb} između čvorova W , P i E .

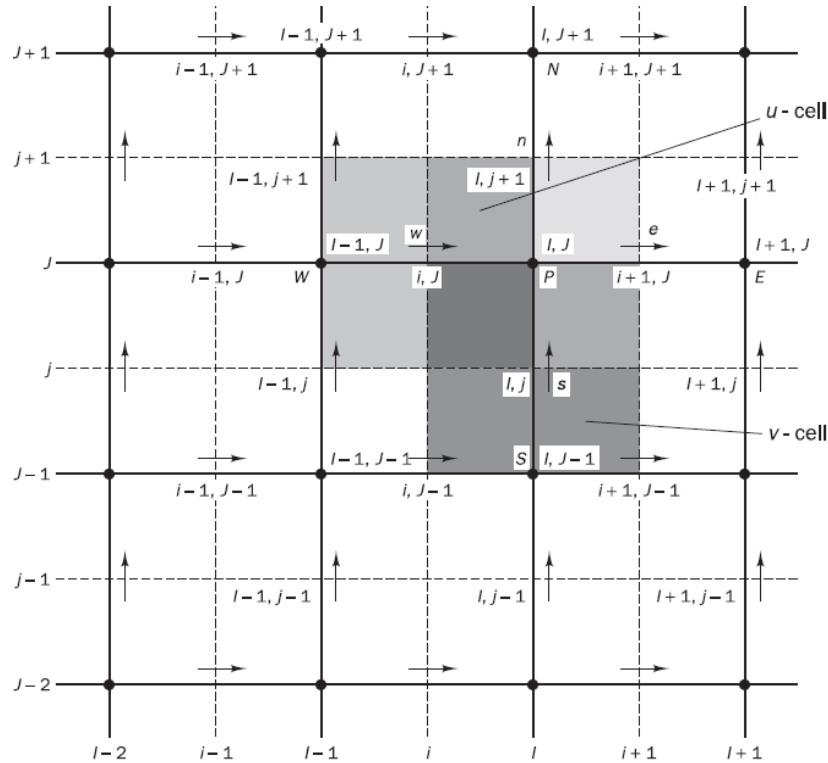
Za slučaj velikih *Peclet*-ovih brojeva, kada je konvekcija dominantnija u odnosu na difuziju koristi se uzvodna diferentna šema (*up-wind difference scheme*). Prema ovoj šemi za izrazito dominantan transport konvekcijom rešenje promenljive ϕ na stranici kontrolne zapremine je jednako vrednosti te varijable u uzvodnom čvoru. Odavde se može zaključiti da su koeficijenti a_{Nb} uvek pozitivni što znači da se uzvodnom diferentnom šemom uvek dobija fizički realno rešenje. Kombinovanjem centralne i uzvodne diferentne šeme nastaje hibridna diferentna šema (*hybrid difference scheme* - *HDS*). Ova šema se u oblasti *Peclet*-ovih brojeva od $-2 \div + 2$ transformiše u centralnu diferentnu šemu, dok se za ostale vrednosti *Peclet*-ovog broja transformiše u uzvodnu diferentnu šemu.

Opisani postupak diskretizacije generalne parcijalne diferencijalne jednačine konzervacije se ne može primeniti na momentnu jednačinu, jer u njoj egzistira gradijent pritiska $\partial p / \partial x_i$ koji se ne može uvrstiti ni u izvorni član, niti se može izraziti u funkciji brzine u , niti pomoću zavisno promenljive ϕ . Stoga se momentna jednačina ne može diskretizovati preko jednačina 4.7.20 ako nije poznat gradijent pritiska. Netačna vrednost gradijenta pritiska, indirektno preko jednačine kontinuiteta implicira netačnu vrednost brzinskog polja u momentnoj jednačini. Stoga se formira poseban algoritam koji rešava problem sprezanja brzinskog i polja pritiska uz usvajanje koncepta pomerene/kolokacione mreže (*Staggered grid*) [97, 126]. Ovaj koncept je zasnovan na računanju komponenta brzina za tačke koje su pomerene za polovinu rastojanja između dva susedna čvora u negativnom smeru koordinatnih osa (mreža je pomerena unazad). Posledica ove koncepcije je da se komponente brzine nalaze tačno na stranicama osnovnih ćelija i istovremeno su upravne na njih, što znatno olakšava određivanje konvektivnih flukseva na stranicama. Takođe, sila usled razlike pritiska između susednih čvorova osnovne mreže se lako unosi u momentne jednačine jer se komponente brzine nalaze na stranicama, odnosno između susednih čvorova.

Mapiranje čvorova je prikazano na slici 4.7.4:

- punim linijama su prikazane osnovne ćelije, a tačkama (\bullet) njima pripadajući centralni čvorovi (W , E , S , N), u kojima se određuju skalarno promenljive (p , ρ , T , k , ε , itd).

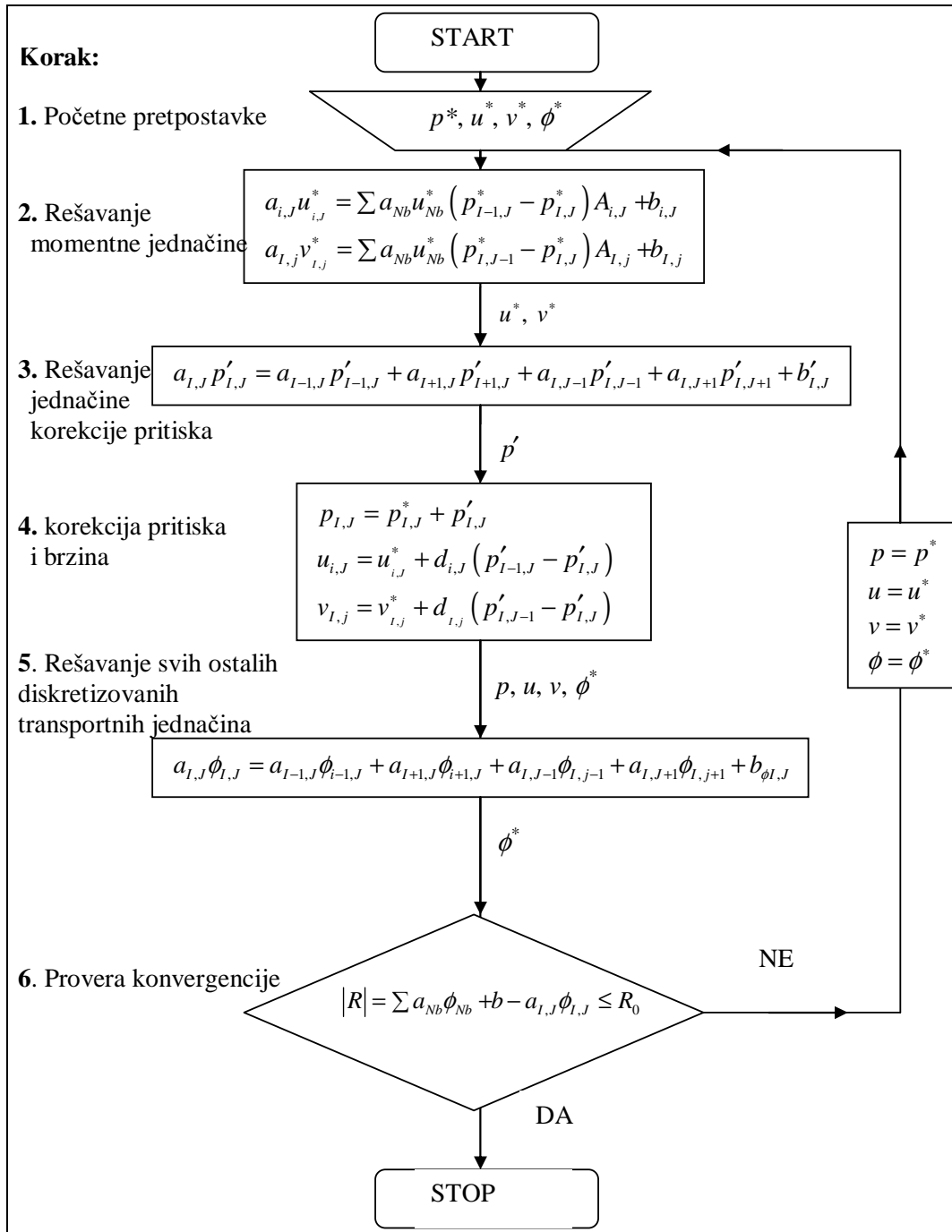
- isprekidanim linijama i zatamnjene su prikazane pomerene ćelije za određivanje komponenti brzine, a strelicama njima pripadajući centralni čvorovi, i to (\rightarrow) za komponentu brzine u x-pravcu (u), odnosno (\uparrow) za komponentu brzine u y-pravcu (v). Praktično, centralni čvorovi pomerene mreže za brzine locirani su tačno na stranicama skalarnih ćelija, u tačkama označenim malim slovima (w, e, s, n).



Slika 4.7.4 Pomerena mreža

Nakon definisanja mreže pristupa se diskretizaciji jednačina za količinu kretanja koja je moguća samo ako je poznato polje pritiska p , odnosno ako je ono tačno pretpostavljeno.

Za određivanje strujnog polja prema izloženoj metodologiji razvijen je *SIMPLE* (*Semi Implicit Method for Pressure-Linked Equations*) algoritam [97, 127]. Suština *SIMPLE* algoritma je u sprezanju jednačina količine kretanja i jednačina kontinuiteta preko jednačine za korekciju pritiska, pri čemu se konačno rešenje brzinskog polja dobija iterativnim putem približavajući korekciju pritiska nuli. Dijagram toka algoritma *SIMPLE* predstavljen je slikom 4.7.5.



Slika. 4.7.5. Dijagram toka algoritma SIMPLE

Na ovaj način je definisano strujno polje kao i koeficijenti linearnih algebarskih jednačina za svaki čvor izabrane mreže osim za one čvorove za koje su definisane konstantne vrednosti graničnih uslova. Jasno je da postoji onoliko jednačina koliko postoji čvorova za koje su one definisane. Postoje dve grupe metoda za rešavanje

sistema jednačina, a to su *direktna* i *iterativna*. Kako je direktna metoda *Gauss-ove* eliminacije, koja daje sistem diskretizovanih jednačina sa tridijagonalnom matričnom formom koeficijenata tj. tridijagonalni matrični algoritam (*TDMA*), efikasna samo u slučaju jednodimenzijskog problema za dvodimenzijske ili trodimenzijske se tada radije koriste iterativne metode. Najjednostavniji iterativni metod je metod tačku po tačku (*point-by-point method*), koji se zasniva na višestrukom proračunu svakog čvora proračunskog domena po unapred definisanom redosledu. Tokom jedne iteracije proračunske vrednosti promenljive ϕ_{Nb} u čvoru koji je proračunat dobijaju novu vrednost, a čvorovi koji još nisu proračunati zadržavaju vrednost iz prethodne iteracije. Tokom iterativnog postupka moguće je da se jave velike razlike između veličina promenljivih između dve iteracije, što značajno može da utiče na celokupnu stabilnost procesa. Stoga se pribegava korekciji novoizračunate vrednosti varijable sa njenom vrednošću iz prethodne iteracije tj. koriste se relaksacione tehnike kako bi se izbegle velike oscilacije promenljivih. Osnovne formule koje se koriste u ovom cilju su:

$$\phi = \alpha\phi_n + (1-\alpha)\phi_{n-1} \text{ i } a_p = \frac{a'_p}{\alpha} S_u = S'_u + (1-\alpha)\frac{a'_p}{\alpha}\phi_{n-1}$$

gde je α podrelaksacioni koeficijent i može se kretati u granicama $0 \div 1$.

Iterativni proračun će se završiti onda kada razlika veličina promenljivih dostigne zadovoljavajuće malu vrednost. Kriteriju kada će se iterativni proračun završiti naziva se kriterijum konvergencije i svodi se na proveru zadovoljenja diskretizacionih jednačina (slika 4.75. šesti korak) : $|R_\phi| = \sum a_{Nb}\phi_{Nb} + b - a_p\phi_p \leq R_{\phi 0}$

gde je R_ϕ - rezidual promenljive ϕ u tekućoj iteraciji. U cilju svođenja vrednosti reziduala na bezdimenzioni oblik rezidual se deli sa proizvodom protoka i vrednosti

odgovarajuće varijable na ulazu: $R_\phi^n = \frac{R_\phi}{(\rho Au\phi)_{ul}}$ čime se dobijaju normalizovani

reziduali.

Za potrebe proračuna predstavljenog u tezi (poglavlje 5) modifikovan je fortranski program TEACH.

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

Dužina prodora bočnog mlaza u fluidizovano ložište je svakako važan preduslov za dobru izmešanost komponenti, a prema tome i efikasno i stabilno sagorevanje goriva koje se uvodi sa bočnim mlazom, pogotovu kada je reč o tečnom gorivu, gde je homogena disperzija kapi (čestica) po celoj zapremini radnog prostora ložišta od izuzetnog značaja. Stoga će u radu biti prikazana dva postupka CFD numeričke simulacije fluidizovanog sloja u skladu sa dvo-fluidnim pristupom modeliranja, gde se gas i gusta faza FS (sistem gas-čestice pri uslovima minimalne fluidizacije) posmatraju kao dva fluida sa različitim karakteristikama. Modeli su primenjeni na slučaj prodora bočnog mlaza gasa u 2D fluidizovani sloj, a rezultati proračuna su upoređeni sa eksperimentima iz literature, prvenstveno radi verifikacije predloženog modela.

Kod gasovitog goriva, odnosno isparljivih komponenti tečnog goriva, pored dužine prodora mlaza, potrebno je analizirati i strujne karakteristike, difuziju i intenzitet mešanja, gasovitih komponenti goriva i oksidatora. Zbog toga je predloženi model prodora mlaza u FS dopunjen setom transportnih jednačina za strujanje i difuziju gasovitih komponenti u sistemu bezčestični tok – porozni medijum. Prema tome, izveden je i niz numeričkih eksperimenata sa prodorom mlaza u FS za multikomponenti sistem, čiji rezultati potvrđuju pretpostavku, da je prilikom definisanja fluidizovanog ložišta sa mlaznim doziranjem goriva, potrebno kao relevantni faktor, pored dužine prodora mlaza, uzeti u obzir i efikasnost mešanja komponenti.

Jedan od dva numerička modela koji se u ovom radu predlažu je uprošćena verzija dvo-fluidnih modela, gde se gusta faza FS posmatra kao fiksni porozni medijum [128]. Interakcija između gasa i čestica, kao i uslovi za pojavu mehurova i bezčestičnih zona, se modeliraju na sličan način kao kod dvofluidnih modela, jedino je izostavljena simulacija kretanja čestica, odnosno guste faze.

Drugi numerički postupak simulacije procesa u FS, koji se u ovom radu koristi, je Euler-Euler granularni model, pri čemu je profesionalan CFD kod (FLUENT 6.3.26) primenjen na modeliranje interakcije između fluida i granularnih čestica fluidizovanog sloja.

5.1 Fluid-porozni medijum model fluidizovanog sloja

Predloženi numerički (CFD) model FS se, kao i većina dvo-fluidnih modela, bazira na pretpostavkama Davidson-ovog [129] dvofaznog modela fluidizacije. Prema predloženom modelu, prati se strujanje gasne faze kroz čestičnu (gustu) fazu i zone sa mehurovima (bezčestične zone), pri tome se zone posmatranog prostora sa i bez čestica definišu na osnovu modela interakcije gasne i čestične faze. Zone bez čestica (mehurovi) se posmatraju kao turbulentni tokovi gasa, dok se gusta faza modelira u skladu sa modelima strujanja u poroznim medijima.

Strujanje u FS se opisuje pomoću transportnih jednačina prenosa količine kretanja turbulentnog toka spregnutih sa jednačinom kontinuiteta, uz korekciju pada pritiska za zone ispunjene česticama u uslovima minimalne brzine fluidizacije (gusta faza FS). Za razliku od uobičajenih modela strujanja u poroznim sredinama, koji pretpostavljaju laminarno strujanje zbog veoma uzanog međučestičnog prostora- kanala za prolaz fluida, ovde se pretpostavlja da je turbulentno strujanje prisutno kako u zonama bez čestica (mehurovima), tako i u oblastima guste faze. Naime, čestice sloja u uslovima minimalne brzine fluidizacije su u stanju haotičnog kretanja, pa se može pretpostaviti turbulentno strujanje fluida između njih. Predviđanje položaja i dimenzija zona mehurova se modelira postavljanjem bilansa sila trenja između čestica i fluida, uzimanjem u obzir i interakcije između čestica.

Svi proračuni su stacionarni, tako da model pruža mogućnost dobijanja osrednjene slike strujanja u FS sa lokacijama i oblikom najzastupljenijih zona bez čestica.

5.1.1 Jednačine modela

Model je razvijen za slučaj ravanskog strujanja. Sve diferencijalne jednačine modela su eliptičkog tipa i omogućuju proračune strujanja sa zonama cirkulacije.

Turbulentno strujanje fluida se može zadovoljavajuće opisati po vremenu osrednjenim Navier – Stokes-ovim jednačinama i $k-\varepsilon$ modelom turbulencije za određivanje turbulentnih napona [130] (pogledaj poglavlje 4.2 i 4.3). U predloženom proračunu rešavaju se jednačine za po vremenu osrednjene promenljive (U , V , p), a *Reynolds*-ovi naponi se modeliraju na osnovu hipoteze o izotropnoj turbulentnoj viskoznosti:

$$-\overline{\rho u'_j u'_i} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad 5.1)$$

Koeficijent turbulentne viskoznosti se određuje iz k - ε modela turbulencije:

$$\mu_t = C_\mu \frac{\rho k^2}{\varepsilon} \quad \text{i} \quad \mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad 5.2)$$

Na taj način u okviru proračuna strujanja potrebno je, pored jednačine kontinuiteta i momentih jednačina za gasnu i gustu fazu, rešiti dve dodatne jednačine: za k i ε .

Osnovne jednačine modela, date u tenzorskoj notaciji, su:

Jednačina kontinuiteta

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j) = 0 \quad 5.3)$$

Prenos količine kretanja za gasnu fazu u i pravcu

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j U_i) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \right) \quad 5.4)$$

Prenos količine kretanja za gustu fazu u i pravcu

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j U_i) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) = \\ -\frac{\partial p}{\partial x_i} - \left(\frac{\mu}{K_{1,j}} U_j + \frac{\rho}{K_{2,j}} U_j |U_j| \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \right) \end{aligned} \quad 5.5)$$

Turbulentna energija

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j k) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_k} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) = G_{k_i} - \rho \varepsilon \quad 5.6)$$

Disipacija turbulentne energije

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j \varepsilon) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_{eff}}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) = \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G_{k_i} - C_2 \rho \varepsilon) \quad 5.7)$$

$$\text{gde je: } G_{k_i} = \mu_{eff} \left\{ 2 \left[\left(\frac{\partial U_j}{\partial x_j} \right)^2 + \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial U_j}{\partial x_i} + \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right)^2 \right\}$$

Konstante modela turbulencije, koje odgovaraju standardnim vrednostima iz literature [131] date su u tabeli 1.

Tabela 5. 1. Konstante k- ε modela turbulencije

σ_ε	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	C_μ	σ_k
1,3	1,44	1,92	0,09	1

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

Strujanje u zonama guste faze FS se modelira u skladu sa modelima poroznog medijuma. Pretpostavlja se da je gusta faza pseudo-homogena sa konstantnom osrednjenom gustinom, pri čemu se sistem gas-čestice posmatra kao jedinstvena faza. U skladu sa time, strujanje u oblastima obuhvaćenim poroznim matricama se može modelirati sličnim jednačinama kao za jednofazni tok, uz neophodne korekcije (jednačina (5.5)). Osnovna korekcija ovih jednačina se odnosi na dodatni član koji definiše pad pritiska kroz porozni medijum, odnosno gustu fazu FS. Dodatni član transportne jednačine količine kretanja, u zonama sa gustom fazom, se modelira u skladu sa *Forchheimer*-ovom jednačinom [132]:

$$\frac{\partial p}{\partial x_i} = -\frac{\mu}{K_{1,i}} U_j - \frac{\rho}{K_{2,i}} |U_j| U_j \quad (5.8)$$

gde je U_j brzina gasa svedena na poprečni presek reaktora. Tenzori $K_{1,i}$ i $K_{2,i}$ su linearni i turbulentni koeficijent permeabilnosti, respektivno. Ovi koeficijenti se, za uslove guste faze FS, u skladu sa *Ergun*-ovom jednačinom definišu na sledeći način:

$$K_{1,i} = \frac{\alpha_g^3 d_p^2}{150 \cdot (1 - \alpha_g)^2}, \quad K_{2,i} = \frac{\alpha_g^3 d_p}{1.75 \cdot (1 - \alpha_g)} \quad (5.9)$$

gde α_g predstavlja poroznost fluidizovanog sloja.

5.1.2 Numerički postupak i granični uslovi

Numeričko rešavanje jednačina modela definisanih izrazima (3-7) i tabelom 5.1. izvršeno je metodom kontrolnih zapremina [131], uključujući kolokacioni raspored numeričke mreže za jednačine promene količine kretanja, SIMPLE algoritam rešavanja jednačina polja brzina i pritisaka i hibridnu numeričku šemu sa kombinacijom uzvodne i centralne razlike za diskretizaciju jednačina, što je detaljnije opisano u poglavlju 4.7. Diferencijalne jednačine su nelinearne i međusobno spregnute. Stabilizacija procesa iteracije se vrši podrelaksacijom. Programski kod za rešavanje jednačina modela je napisan u programskom jeziku FORTRAN 77. Postupak proračuna i numerički metod su detaljnije opisani u radu [130].

Za eliptičke jednačine oblika (5.3÷5.7) potrebno je da se zadaju uslovi na svim granicama razmatranog prostora, tj. na ulazima, izlazima i na čvrstim zidovima. Na ulazima se zadaju željeni granični uslovi strujanja. Na izlaznom poprečnom preseku su

aksijalni gradijenti svih veličina jednaki nuli. Na zidovima se zadaje logaritamski profil brzina i odgovarajuće zakonitosti napona trenja.

5.1.3 Postupak određivanja zona mehuraste faze

Prema predloženom modelu zone bez čestica su zastupljene na mestima gde je intenzitet sila interakcije između gasa i čestica veći od intenziteta sila interakcija među česticama. Sile interakcije gasa i čestica se, uz izvesna uprošćenja, mogu svesti na silu trenja između gasa i čestica u gustoj fazi FS i mogu se izraziti, prema Ergunovoj jednačini, na sledeći način:

$$\frac{\partial p}{\partial x_i} = -150 \cdot \frac{\mu(1-\alpha_g)^2}{\alpha_g^3 d_p^2} U_j - 1.75 \cdot \frac{\rho(1-\alpha_g)}{\alpha_g^3 d_p} |U_j| U_j \quad (5.10)$$

Interakcije među česticama se mogu svesti na silu trenja između čestica i efekte sudara čestica u FS. Ova dva efekta se mogu modelirati objedinjeno, pomoću izraza za efektivnu silu trenja između čestica:

$$F_p = \frac{\partial p_f}{\partial x_i} = \psi_{fr} \rho_s (1-\alpha_g) g \quad (5.11)$$

Gde se član $\rho_s (1-\alpha_g) g$ odnosi na pritisak nasutog sloja čestica po diferencijalnoj visini sloja, a ψ_{fr} je efektivni koeficijent trenja čestica sloja, koji se ujedno odnosi na efekte sudara čestica fluidizovanog sloja i definiše se pomoću sledećeg semi-empirijskog izraza [133, 134]:

$$\psi_{fr} = a \cdot (U_s / U_{mf})^b \quad (5.12)$$

Gde su a i b empirijske konstante.

Kako se iz izraza (5.12) vidi, koeficijent ψ_{fr} zavisi, pored od karakteristika čestica (materijal, oblik, specifična površina itd.), što je sadržano u konstanti a , i od stepena fluidizacije (U_s / U_{mf}) , koji je mera uzburkanosti FS, odnosno intenziteta sudara među česticama.

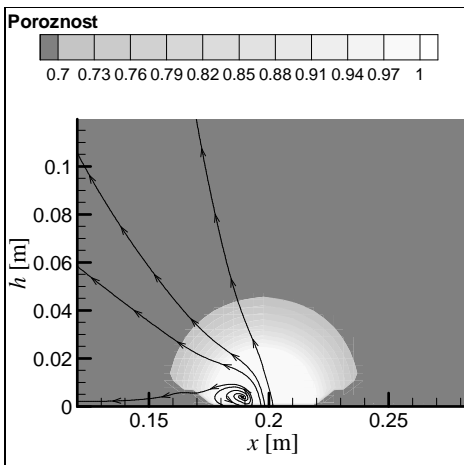
Ukoliko je u delu posmatranog prostora (kontrolnoj zapremini) ispunjen uslov da je $\partial p / \partial x_i > F_p$ tada se, prema predloženom modelu, usvaja da data zona pripada mehurastoj fazi, dok delovi računskog prostora kod kojih je $\partial p / \partial x_i \leq F_p$, odgovaraju

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

gustoj fazi FS. Poroznost u okviru mehuraste faze se određuje primenom *Todes*-ovog semiempirijskog izraza [135] :

$$\alpha_g = \varepsilon_p = \varepsilon_{mf} \left(\frac{\text{Re} + 0.02\text{Re}^2}{\text{Re}_{mf} + 0.02\text{Re}_{mf}^2} \right)^n \quad (5.13)$$

gde su: Re_{mf} i ε_{mf} – Rejnoldsov broj i poroznost, respektivno, pri uslovima minimalne brzine fluidizacije, a n je empirijska konstanta, koja prema autorima [135] iznosi 0.21.



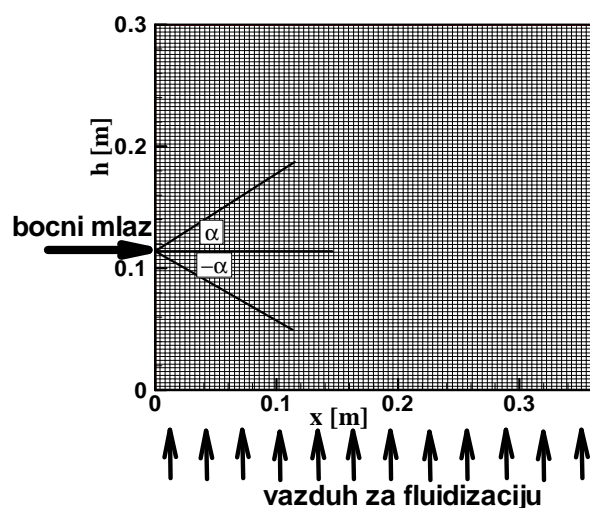
Slika 5.1. Numerička simulacija pojave mehuraste faze u FS.

Ilustracija datog postupka numeričke simulacije data je na sl. 5.1., koja prikazuje izračunatu, predloženim postupkom, pojavu mehuraste faze u okviru guste faze FS, za slučaj uvođenja mlaza vazduha kroz otvor prečnika 0.004 m, brzinom od 5 m/s, u fiksni sloj čestica peska srednjeg prečnika od 300 μm .

5.1.4 Formulacija problema

Predloženi model numeričke simulacije fluido-dinamičkih zbivanja u fluidizovanom sloju je veoma pogodan za primenu kod rešavanja problema optimizacije postupka uvođenja bočne struje fluida u FS. Ključni problem kod fluidizacionih ložišta sa mlaznim doziranjem goriva je što ravnomernije mešanje gorive disperzije sa inertnim materijalom FS. Ravnomerno mešanje goriva u FS zavisi od dubine prodora bočnog mlaza u sloj, koji se može regulisati nizom parametara, od kojih su najvažniji: brzina gasa na izlazu iz mlaznice U_j , položaj mlaznice h/h_0 i ugao mlaza α u odnosu na smer gasa za fluidizaciju. Primenom predloženog alata mogu se izvesti numerički eksperimenti radi ispitivanja uticaja ovih parametara na prodor mlaza u FS, u cilju

optimizacije položaja mlaznice u fluidizovanom sloju (po dubini i uglu) i izbegavanja skupih zahvata i operacija sa eksperimentalnom aparaturom.



Sl. 5.2. Šema numeričke mreže i granični uslovi

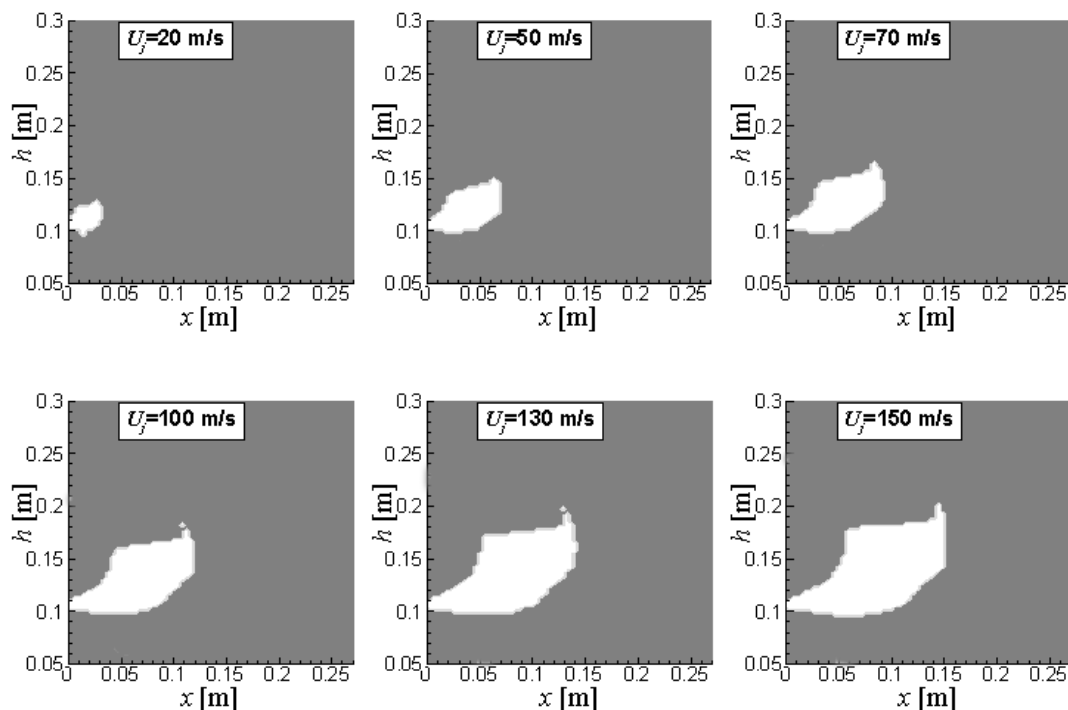
U cilju verifikacije predloženog CFD modela (opisanog jednačinama (5.1)÷(5.12)), rezultati numeričke simulacije prodora gasovitog mlaza u FS su upoređeni sa rezultatima iz rada [57]. U ovom radu su prikazana obimna eksperimentalna istraživanja prodora bočnog mlaza vazduha u 2D fluidizovani sloj. Eksperimenti su izvedeni na aparaturi sa dvodimenzionalnim FS od pleksiglasa, širine 314 mm i debljine 25 mm, uz mogućnost promene položaja i nagiba bočnog mlaza. Dužina prodora bočnog mlaza u FS je merena pomoću video-kamere, čija je frekvencija zapisa 25 slika u sekundi. Greška merenja dužine prodora mlaza, ovim postupkom, nije prelazila 5 mm.

Za simulaciju eksperimenata iz rada [57] primenjeni dvodimenzijnski proračuni, shodno primenjenoj 2D eksperimentalnoj aparaturi.

Za potrebe proračuna upotrebljena je numerička mreža prikazana na sl. 2. koja se sastoji od 9604 čvora. Cela zona proračuna obuhvata oblast fluidizovanog sloja sa prisustvom mehuraste i guste faze, čiji se raspored određuje prema predloženom modelu određivanja zone mehuraste faze (5.1.3). Pretpostavljena je uniformna distribucija vazduha za fluidizaciju, uz vođenje računa da mesto uvođenja vazduha za fluidizaciju ima i osobine čvrstog zida.

5.1.5 Rezultati proračuna prodora mlaza primenom fluid-porozni medijum modela fluidizovanog sloja i verifikacija modela

Na sl. 5.3. su dati rezultati numeričke simulacije jedne serije eksperimenata iz rada [57], primenom prikazanog numeričkog alata. Simulirani eksperimenti se odnose na ispitivanje uticaja brzine na izlazu iz mlaznice na efekat prodora horizontalnog mlaza u FS. Gas za fluidizaciju, kao i fluid u mlaznici, je bio vazduh na sobnoj temperaturi. Inertni materijal FS se sastojao od zrnaca prosa srednjeg prečnika 1,43 mm i gustine materijala od 1402 kg/m^3 . Dimenzije radnog prostora su u skladu sa šemom sa sl.2. Brzine vazduha na izlazu iz horizontalne mlaznice (prečnika 9 mm), su varirane od 20 do 150 m/s. Stepem fluidizacije kod svih eksperimenata je iznosio $U/U_{mf}=3$, u skladu sa eksperimentima iz literature [57], pri čemu srednja vrednost poroznosti sloja, koji okružuje mlaz, iznosi $\alpha_g = \varepsilon_b = \varepsilon = 0,6$.

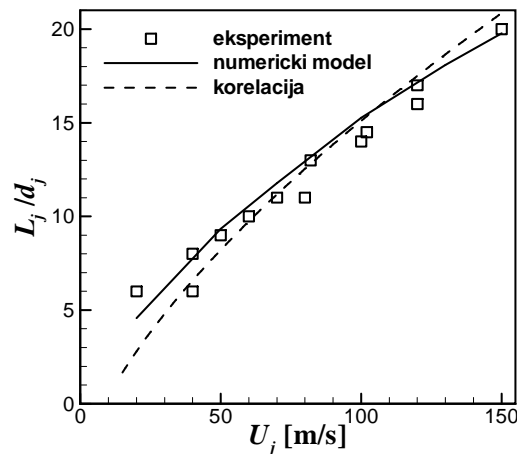


Slika 5.3. Numerička simulacija prodora mlaza u FS

Brzina mlaza na izlazu iz mlaznice, kako se sa slike. 5.3. vidi, ima izrazit uticaj na dužinu prodora mlaza, što se slaže i sa generalnim zaključkom eksperimenata [57]. Na osnovu rezultata eksperimenata, u radu [57] je predložena semi-empirijska korelacija zavisnosti dužine prodora horizontalnog mlaza u FS u funkciji od parametara fluidizacije i karakteristike mlaznice:

$$\frac{L_j}{d_j} = 1.89 \cdot 10^6 \cdot \left[\frac{\rho_j U_j^2}{(1 - \varepsilon_b) \rho_s g d_p} \right]^{0,327} \cdot \left(\frac{\rho_f}{\rho_s} \right)^{1,974} \cdot \left(\frac{d_p}{d_j} \right)^{-0,04} - 3,8 \quad (5.14)$$

Poređenje numeričkog modela se rezultatima eksperimenata je obavljeno preko analize zavisnosti maksimalne bezdimenzionirane udaljenosti prodora (L_j/d_j) mlaza u FS u zavisnosti od: brzine vazduha na izlazu iz mlaznice (U_j), ugla nagiba mlaznice (α) i udaljenosti mlaznice od dna sloja (h), pri konstantnim parametrima fluidizacije. Poređenje kompjuterske simulacije dužine prodora mlaza u funkciji brzine vazduha u mlaznici, sa rezultatima eksperimenata iz [57], dati su na sl. 5.4. Na slici su numerički dobijene zavisnosti bezdimenzionirane udaljenosti prodora mlaza od brzine mlaza na ulazu u FS, upoređene sa eksperimenatalnim rezultatima i vrednostima dobijenim pomoću korelacije (5.14).



Slika 5.4. Bezdimezionirane dužine prodora mlaza u funkciji brzine vazduha u mlaznici prečnika 9mm, pri stepenu fluidizacije 3.

Rezultati numeričkog proračuna se vrlo dobro slažu sa eksperimentima i korelacijom (5.14), pogotovu za vrednosti brzine iz mlaznice koje se kreću između 40 i 120 m/s. Slaganje numeričkog proračuna sa eksperimentima Hong-a [57], na ispitivanom opsegu brzina mlaza od $U_j = 10 \div 150$ m/s, izraženo preko Pearson-ovog koeficijenta korelacije r , iznosi $r = 0,986$, a slaganje sa korelacijom Hong-a iznosi $r = 1$. Pri tome je srednje odstupanje korelacije[†] Fluid-porozni medijum modela od korelacije

* Pearsonov koeficijent korelacije (PCC) r je mera linearne zavisnosti dve promenljive koja se definiše kao kovarijansa dve promenljive podeljena sa proizvodom njihovih standardnih devijacija. Što je korelacija bliža vrednosti 1 to je slaganje idealnije.

† Zbir apsolutnih srednjih razlika dve korelacione krive, podeljen sa srednjom vrednošću promenljive L_j/d_j sračunate pomoću Hongove korelacije, na posmatranom intervalu.

**5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA
U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE**

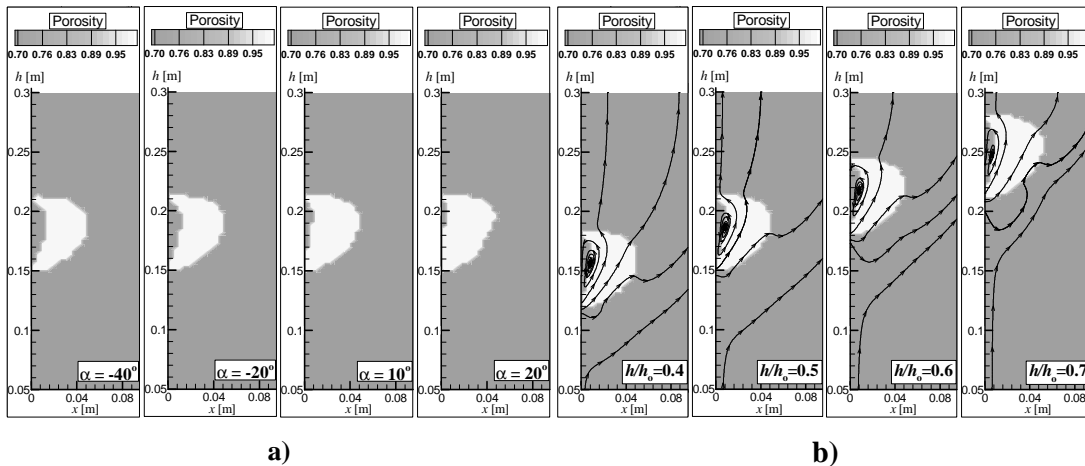
Honga, na pomenutom opsegu brzina mlaza, jednaka 7,8%, dok je na intervalu $U_j = 40 \div 120$ m/s svega 2,5%, sa maksimalnim odstupanjem od 7,6% za $U_j = 120$ m/s. Na ovaj način izvršena je verifikacija fluid-porozni medijum modela. Ovde treba napomenuti da su za numeričke proračune primenjene vrednosti konstanti iz jednačine (5.12), koje iznose: $a=0,65$ i $b=1,5$.

U radu [57] je pored analize dužine prodora horizontalnog mlaza urađen niz eksperimenata sa uticajem ugla nagiba mlaznice (α na sl.5.2.) i različite visine uvođenja mlaza, na prodor mlaza u FS, iz kojih je proistekla korelacija zavisnosti dužine prodora nagnutog mlaza u FS u funkciji od parametara fluidizacije i karakteristika mlaznice:

$$\frac{L_j}{d_j} + 3.8 = 1.64 \cdot 10^6 \left(\frac{\rho_j U_j^2}{(1-\varepsilon)\rho_s g d_p} \right)^{0.327} \left(\frac{\rho_j}{\rho_s} \right)^{1.974} \left(\frac{d_p}{d_j} \right)^{-0.04} \left(\frac{\alpha}{180} + \frac{\pi}{2} \right)^{0.148} \left(\frac{h_j}{H_s} \right)^{0.028} \quad (5.15)$$

gde je α - ugao nagiba mlaznice, u skladu sa šemom sa sl.5.2., dok je $h/h_0 = h_j/H_s$ - bezdimenziona visina mlaznice, tj. odnos udaljenosti mlaznice od dna sloja prema ukupnoj visini sloja.

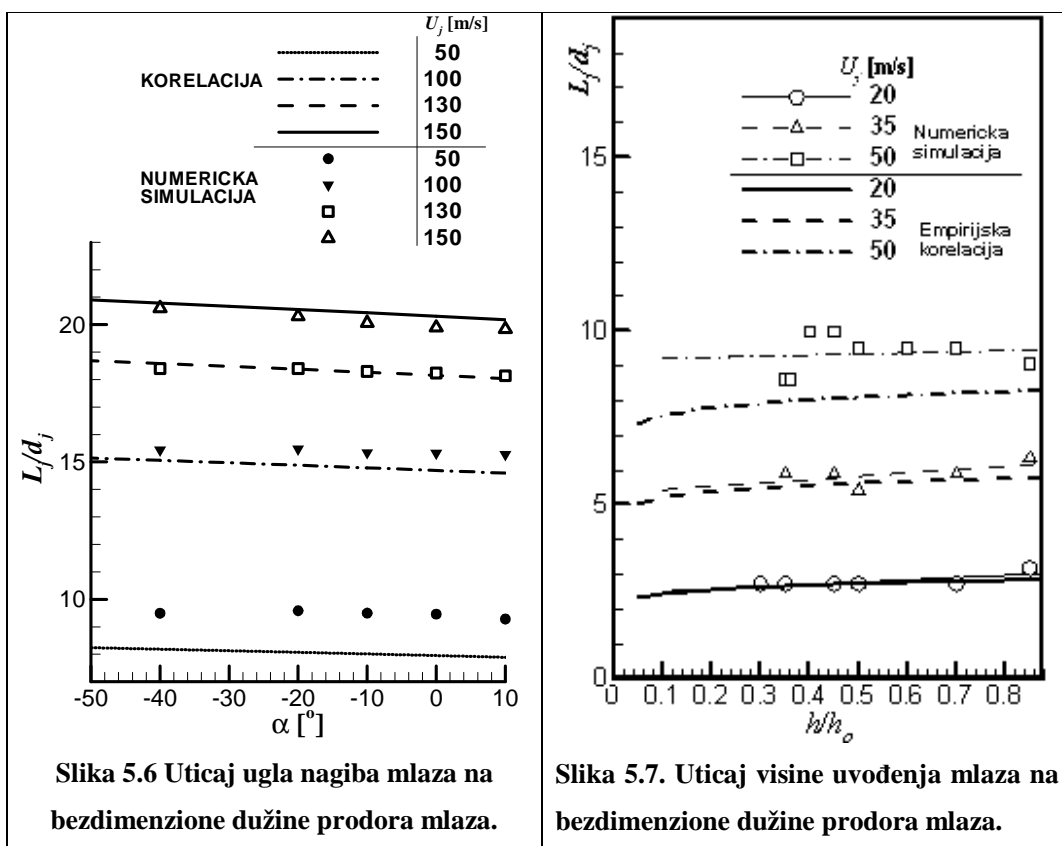
Primenom istog numeričkog postupka izvedene su simulacije prodora bočnog mlaza u FS, za različite uglove nagiba mlaza i različite visine uvođenja mlaza, što je prikazana su na slikama 5.5 a i b, respektivno. Svi uslovi fluidizacije, kao i konstrukcija mlaznice, su isti kao za slučaj analize horizontalnog mlaza.



Slika 5.5. Numerička simulacija prodora bočnog mlaza u FS a) za različite uglove nagiba mlaza, b) za različite visine uvođenja mlaza.

Na sl. 5.6. je prikazano poređenje rezultata numeričke simulacije prodora nagnutog mlaza u FS sa semi-empirijskom korelacijom Hong-ovog eksperimenata (5.15). Kako se sa dijagrama na sl. 5.6. vidi, numerička simulacija, kao i eksperimenti

[57], ukazuju na slab uticaj ugla nagiba mlaza na dužinu prodora mlaza. Pa ipak, na svim dijagramima je jasno uočljiva ista tendencija da dužina prodora mlaza blago raste ukoliko je mlaznica nagnutija prema dnu sloja, u posmatranom dijapazonu vrednosti ugla α . Na sl. 5.6. se takođe može videti da se numerička simulacija vrlo dobro slaže i sa rezultatima eksperimenata sa nagnutim mlazom [57]. Ovo slaganje je ponovo izraženije za slučajeve sa većom brzinom na izlazu iz mlaznice. Pri tome su i za ovu seriju numeričkih eksperimenata primenjene iste vrednosti konstanti iz jednačine (5.12) kao i za slučaj horizontalnog mlaza ($a=0,65$ i $b=1,5$).



Rezultati numeričkog proračuna i eksperimentalne korelacije uticaja udaljenosti mlaznice od dna sloja na prodor mlaza u FS, za slučajeve nekoliko brzina vazduha na izlazu iz mlaznice dati su na slici 5.7. Eksperimentalni rezultati, kao i numerički eksperimenti, pokazuju da mesto uvođenja mlaza (h/h_0) takođe ima vrlo slab uticaj na dužinu prodora mlaza. Zapaža se, jedino, veoma blag pad dužine prodora mlaza pri manjim vrednostima visine položaja mlaznice, što se moglo i očekivati imajući u vidu jedn. (5.15).

5.1.6 Modeliranje mešanja komponenti

Dužina prodora mlaza za doziranje, nije jedini pokazatelj izmešanosti komponenti sagorevanja, kod uvođenja gasovitog goriva, odnosno isparljivih komponenti tečnog goriva, u fluidizovano ložište, pa je potrebno analizirati i strujne karakteristike, difuziju i intenzitet mešanja, gasovitih komponenti goriva i oksidatora. Prema tome, u cilju detaljnije analize krajnjih efekata mlaznog doziranja goriva u fluidizovani sloj i njegovog uticaja na sveukupni proces sagorevanja, pored posmatranja dužine prodora mlaza, poželjno je pratiti i stvarni intenzitet mešanja komponenti (goriva u mlaznici i oksidatora u osnovnoj struji gasa za fluidizaciju). Zbog toga je predloženi model prodora mlaza u FS dopunjen setom transportnih jednačina za konvektivno i difuzno mešanje gasovitih komponenti u sistemu koji se sastoji od mehuraste i guste faze (porozni medijum).

5.1.6.1 Model mešanja hemijskih komponenti

Za potrebe modeliranja mešanja hemijskih komponenti u fluidizovanom sloju, ranije opisani postupak numeričke simulacije (5.1÷5.9) je proširen uključivanjem dodatnog seta transportnih jednačina za proračun održanja hemijskih komponenti u sistemu, koji ima sledeći oblik za sve gasovite komponente (k):

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j Y_k) - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_g \rho D_k \frac{\partial Y_k}{\partial x_j} \right) = S^k \quad 5.16)$$

gde su: Y_k i D_k – maseni udeo i difuzivnost hemijske komponente k , respektivno, a S^k – izvor, odnosno ponor, komponente k , čija je vrednost nula za slučaj kada nema hemijskih reakcija.

5.1.6.2 Rezultati simulacije mešanja hemijskih komponenti u FS

Obavljen je niz numeričkih eksperimenata sa mešanjem bočnog mlaza gasovitog goriva koje se uvodi u sloj čestica, koji je fluidizovan oksidatorom. Geometrija radnog prostora i inertni materijal FS su isti kao za slučaj analize dužine prodora bočnog mlaza opisanog u odeljku 5.1.4. Pri tome je opisanim postupkom (5.1.6.1.) posmatrano mešanje dve model – komponente, koje predstavljaju gorivo (ulazi kroz mlaznicu) i oksidator, odnosno fluid za fluidizaciju.

Nivo izmešanosti komponenti se obično prati preko udela mešanja (mixture fraction), koji se najčešće definiše na sledeći način:

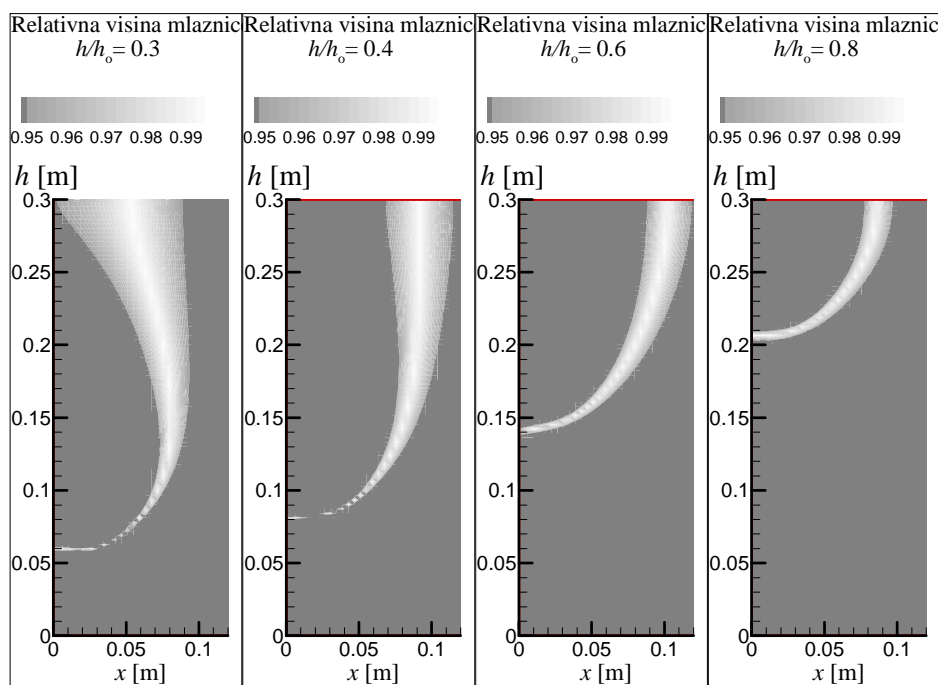
$$f = \frac{Y_{fu} - Y_{O_2} + Y_{O_2}^o}{Y_{fu}^o + Y_{O_2}^o} \quad 5.17)$$

Gde su Y_{fu} i Y_{O_2} – maseni udeli goriva i oksidatora, u proizvoljnoj tački radnog prostora. Indeks „o“ označava vrednosti masenih udela komponenti na ulazu u radni prostor. Imajući u vidu da u posmatranom sistemu figurišu samo dve komponente (gorivo i oksidator), koji u radni prostor ulaze posebno (mlaznica i gas za fluidizaciju), tada je udeo mešanja brojno jednak masenom udelu goriva ($f = Y_{fu}$).

Kako je primaran cilj istraživanja razvoj efikasnog ložišta, poželjno je nivo izmešanosti komponenti pratiti sa tačke gledišta njihovog stehiometrijskog odnosa. Imajući ovo u vidu i radi preglednijeg prikazivanja rezultata, usvojen je sledeći

pokazatelj željenog nivoa izmešanosti komponenti:
$$z = 1 - \frac{|f^{st} - f|}{f^{st}} \quad 5.18)$$

gde je f^{st} – udeo mešanja pri uslovima stehiometrijskog odnosa komponenti. Na taj način, ukoliko je vrednost ovako definisanog faktora izmešanosti (z) bliža 1, tada je odnos koncentracija komponenata bliži idealnoj smeši gasova.



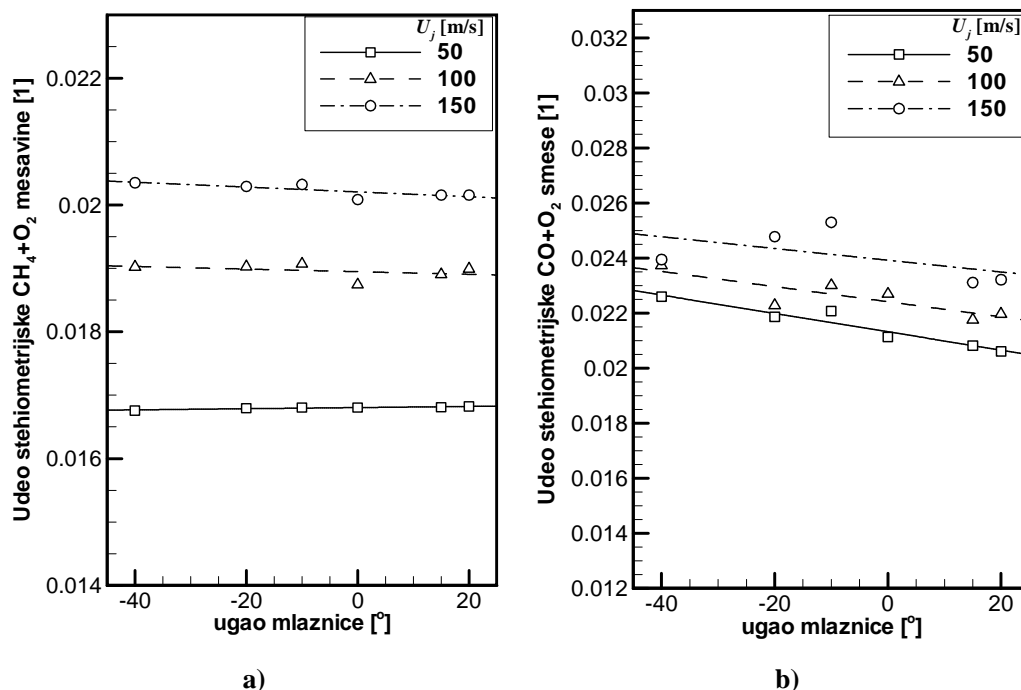
Sl.5.8. Faktori izmešanosti (z) mlazno doziranog goriva (CO) i fluidizacionog gasa (O_2), za 4 visine mlaznice u FS.

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

Primer primene predloženog numeričkog postupka dat je na sl. 5.8. na kojoj su prikazani rezultati numeričke simulacije stehiometrijske izmešanosti toka ugljenmonoksida, koji se uvodi pomoću horizontalne mlaznice prečnika 3 mm, brzinom od 50 m/s u sloj čestica prečnika 1,43 mm i gustine materijala od 1402 kg/m^3 , a koji je fluidizovan strujom kiseonika.

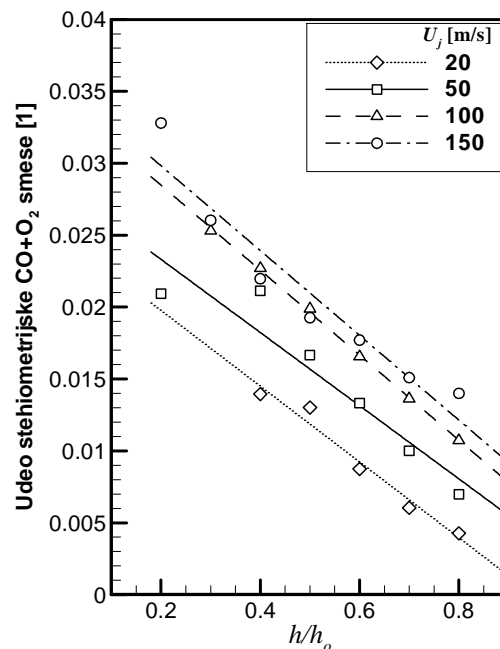
5.1.6.3 Parametarska analiza rezultata dobijenih modelom mešanja hemijskih komponenti u FS

Primenom opisanog postupka, analizirani su uticaji ulazne brzine, nagiba i položaja bočnog mlaza gasovitog goriva na nivo stehiometrijske izmešanosti sa gasom za fluidizaciju, tj. oksidatorom. Svi uslovi fluidizacije, kao i konstrukcija mlaznice, su isti kao za slučaj analize dužine prodora mlaza (pogl. 5.1.4.). Radi preglednije analize rezultata ovih numeričkih eksperimenata, intenzitet izmešanosti komponenata je kvantitativno prikazan preko udela stehiometrijskih zona faktora izmešanosti (sl.5.8.) u celokupnom radnom prostoru FS. Zone sa “idealnim mešanjem”, tj. zone sa stehiometrijskim nivoom izmešanosti, su one kod kojih je faktor izmešanosti $z \geq 0,95$.



Slika 5.9. Zavisnosti udela zona stehiometrijske izmešanosti od ugla nagiba i brzine bočnog mlaza struje a) metana, b) CO, za prečnik mlaznice od 3 mm.

Na slici 5.9. a) i b) su prikazane zavisnosti udela zona stehiometrijske izmešanosti (tj. odnosa površine numerički simuliranog radnog prostora gde je $z \geq 0.95$, sa ukupnom površinom radnog prostora) od ugla nagiba i brzine bočnog mlaza struje metana i ugljenmonoksida, respektivno, koji se uvodi na središnjoj visini sloja čestica, fluidizovanog kiseonikom. Na osnovu ova dva dijagrama mogu se izvesti slični zaključci kao na osnovu analize eksperimenata i numeričke simulacije dužine prodora mlaza u FS, tj. udeo zona sa stehiometrijskom smešom značajno zavisi od ulazne brzine mlaza goriva, dok ugao nagiba veoma malo utiče na nivo izmešanosti komponenti, pri čemu se ipak zapaža ista tendencija kao kod dužine prodora mlaza, da je udeo zona stehiometrijske izmešanosti utoliko veći ukoliko je mlaznica nagnutija prema dnu sloja.



Slika 5.10. Zavisnosti udela zona stehiometrijske izmešanosti od visine i brzine bočnog mlaza struje CO, za prečnik mlaznice od 3 mm.

Na sl. 5.10. su prikazani rezultati numeričkih simulacija mešanja goriva i gasa za fluidizaciju, za slučajeve nekoliko visina uvođenja goriva u fluidizovano ložište, pri čemu su date zavisnosti udela zona stehiometrijske izmešanosti od visine i brzine bočnog mlaza goriva (CO), koji se horizontalno uvodi u sloj čestica fluidizovanog kiseonikom. Za razliku od analize dužine prodora mlaza u fluidizaciono ložište, dijagrami sa sl. 5.10. pokazuju da položaj mlaznice po visini FS izrazito utiče na udeo zona sa stehiometrijskom smešom. Kako se vidi, značajno veći intenzitet mešanja hemijskih komponenti u fluidizacionom ložištu se dobija kada se bočni mlaz sa gorivom

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

postavi u nižim zonama, što nije bilo moguće zaključiti samo na osnovu analize dužine prodora mlaza u FS.

Treba, ipak, biti u praksi oprezan sa postavljanjem mlaznog doziranja goriva u niže zone fluidizacionog ložišta, jer je intenzitet mešanja inertnog materijala pri dnu FS slabiji što uzrokuje niži intenzitet prenosa toplote, a time i temperatursku nehomogenost u ovom delu sloja, pa se može desiti da se gorivo uvodi u zonu sa nižim temperaturama, što se može negativno odraziti na stabilnost i efikasnost sagorevanja, pogotovu ako se radi o tečnom gorivu velike gustine i viskoznosti.

5.2 Euler-Euler granularni model fluidizovanog sloja

U ovom delu teze je pažnja fokusirana na razvoj postupka proračuna baziranog na komercijalnom CFD kodu FLUENT 6.3.26, u kome se procesi u FS modeliraju primenom tzv. dvofluidnog ojerovskog pristupa uz primenu kinetičke teorije granularnog strujanja (KTGF) [136]. Pri tome su jednačine strujanja i prenosa mase u komercijalnom paketu istog oblika kao kod predloženog sopstvenog CFD postupka, a i rešavanje jednačina modela se, takođe, obavlja primenom metode konačnih zapremina. Rezultati numeričke simulacije prodora horizontalnog mlaza dobijeni komercijalnim CFD kodom su upoređeni sa rezultatima prethodnog proračuna 2D fluid - porozni medijum modela fluidizacije, zasnovanog na TEACH algoritmu i metodi kontrolnih zapremina (Poglavlje 5.1.). Pored toga, proširen je postupak numeričke simulacije procesa u FS, simulacijom efekta sagorevanja tečnog goriva sa većim sadržajem vlage, koji će biti predstavljen u poglavlju 7.

Euler-Euler pristup modeliranja fluidizovanog sloja pretpostavlja da se gas i gusta faza FS (sistem gas-čestice pri uslovima minimalne fluidizacije) posmatraju kao dva fluida sa različitim karakteristikama. U transportnim jednačinama prenosa količine kretanja efektivnog fluida, koji predstavlja gustu fazu FS, modelira se interakcija fluid-čestice pri uslovima minimalne brzine fluidizacije, kao i interakcija između samih čestica, koja se modelira po analogiji sa kinetičkom teorijom gasova. Pritisak je isti za sve faze, jednak pritisku kontinualne faze. Momentna jednačina i jednačina kontinuiteta se rešava za svaku fazu, pri čemu se za granularnu fazu računaju granularna temperatura (fluktuirajuća energija čestica) kao i viskoznost usled napona smicanja i zapreminska viskoznost, koji se određuju primenom kinetičke teorije gasova na granularno strujanje

(kinetičke teorije granularnog strujanja - KTGF, koja je detaljno opisana u poglavlju 4.5.). Uz to je važan segment proračuna definisanje koeficijenata za određivanje otpora međufaznog strujanja. Model turbulencije (k - ε) se primenjuje na sve faze.

Za modeliranje interakcija između gasne i čestične faze, u okviru predloženog Euler-Euler granularnog pristupa modeliranju fluidizovanog sloja, primenjene su rutine sadržane u modulima komecijalnog CFD programskog paketa FLUENT 6.3.26. Ovaj kod dozvoljava prisustvo više faza u okviru jedne kontrolne zapremine numeričke mreže, uvodeći pojam zapreminskog udela svake faze. Čvrsta faza predstavlja granularni sloj sačinjen od sfernih čestica, uniformnog prečnika. Jednačine održanja mase i količine kretanja se rešavaju za svaku fazu posebno. Modeliranje granularne faze primenom kinetičke teorije strujanja granularne faze (KTGF) detaljno je prikazana u poglavljima 4.5 i 4.6.

5.2.1 Jednačine modela

Osnovne i konstitutivne jednačine dvofluidnog granularnog modela fluidizovanog sloja se mogu predstaviti sledećim setom izraza[‡]:

Jednačina kontinuiteta gasne faze

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \bar{u}_g) = 0 \quad 5.19$$

Jednačina kontinuiteta čvrste faze

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \bar{u}_s) = 0 \quad 5.20$$

Zakon održanja količine kretanja gasne faze:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g \bar{u}_g) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \bar{u}_g \bar{u}_g) = -\alpha_g \nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau}_g + \alpha_g \rho_g \bar{g} + K_{gs} (\bar{u}_g - \bar{u}_s) \quad 5.21$$

Zakon održanja količine kretanja čvrste faze:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s \bar{u}_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \bar{u}_s \bar{u}_s) = -\alpha_s \nabla p + \nabla \cdot \bar{\tau}_s + \alpha_s \rho_s \bar{g} + K_{gs} (\bar{u}_g - \bar{u}_s) \quad 5.22$$

Pri čemu su tenzori napona gasne (4.39) i granularne faze (4.43), respektivno:

$$\bar{\tau}_g = 2\mu_g \bar{S}_g + (\lambda_g - \frac{2}{3}\mu_g) \nabla \cdot \bar{u}_g \bar{I}$$

[‡] $\bar{u}_s = \mathbf{u}_s$, $\bar{u}_g = \mathbf{u}_g$ itd., u poglavlju 4.6

$$\bar{\tau}_s = -p_s \bar{I} + 2\alpha_s \mu_s \bar{S}_s + \alpha_s (\lambda_s - \frac{2}{3} \mu_s) \nabla \cdot \bar{u}_s \bar{I},$$

gde je: $\bar{S}_k = 1/2(\nabla \bar{u}_k + (\nabla \bar{u}_k)^T)$, $k = g, s$ - tenzor brzina deformacije, a prema Syamlal-ovom modelu [10]: $p_s = 2\rho_s \Theta_s (1 + e_s) \alpha_s^2 g_{0s}$ - pritisak granularne faze (4.46b), $g_{0s} = g_o(\alpha_s) = \frac{1}{1 - \alpha_s} + \frac{3\alpha_s}{2(1 - \alpha_s)^2}$ - funkcija radijalne distribucije (4.47), e_s koeficijent restitucije.

Zapreminska viskoznost λ_s je mera otpora čvrste čestice ekspanziji odnosno kompresiji i prema Lun – ovom modelu [99, 102] se definiše kao (4.53):

$$\lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_s \rho_s d_s g_{os} (1 + e_s) \left(\frac{\Theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}}.$$

Viskoznost granularne faze sastoji se od smicajne μ_s i zapreminske viskoznosti λ_s . Smicajna viskoznost je posledica translatornog kretanja (kinetička viskoznost $\mu_{s,kin}$), međusobnog sudaranja čestica (koliziona viskoznost $\mu_{s,coll}$) i frikционе viskoznosti ($\mu_{s,fr}$): $\mu_s = \mu_{s,kin} + \mu_{s,coll} + \mu_{s,fr}$.

Prema Syamlal-ovom modelu kinetička viskoznost je:

$$\mu_{s,kin} = \frac{\alpha_s d_s \rho_s (\Theta_s \pi)^{\frac{1}{2}}}{12(2 - \eta)} \left[1 + \frac{8}{5} \eta (3\eta - 2) \alpha_s g_{os} \right], \quad \eta = \frac{(1 + e_s)}{2},$$

a Gidaspow i Syamlal [103, 136, 137] model daje sledeći izraz za kolizionu viskoznost:

$$\mu_{s,coll} = \frac{8}{5} \alpha_s \rho_s d_s g_{os} \eta \left(\frac{\Theta_s}{\pi} \right)^{\frac{1}{2}}. \text{ Prema Schaeffer-ovom modelu [138] se može definisati}$$

frikciona viskoznost: $\mu_{s,fr} = \frac{p_s \sin \phi}{2\sqrt{I_{2D}}}$, gde je p_s - pritisak granularne faze, ϕ - unutrašnji

ugao trenja, I_{2D} - druga invarijanta devijatorskog dela tenzora napona.

Poslednji član u jednačinama (5.21 i 5.22) je posledica sile otpora interfazne interakcije, pri čemu koeficijent otpora između fluida i čvrste (granularne) faze, prema Syamlal-O'Brien modelu [137], glasi:

$$K_{gs} = \frac{3\alpha_g \alpha_s \rho_g}{4u_{r,s}^2 d_s} C_D |\vec{v}_s - \vec{v}_g|, \quad C_D = \left(0.63 + \frac{4.8}{\sqrt{\text{Re}_s / u_{r,s}}} \right)^2, \quad \text{Re}_s = \frac{\rho_f d_s |\vec{v}_s - \vec{v}_g|}{\mu_g}$$

$u_{r,s}$ je brzina pri kojoj čestica lebdi u fluidizovanom sloju:

$$u_{r,s} = 0.5 \left(A - 0.06 \text{Re}_s + \sqrt{(0.06 \text{Re}_s)^2 + 0.12 \text{Re}_s (2B - A) + A^2} \right)$$

$$A = \alpha_g^{4.14}, \quad B = \begin{cases} = 0.8 \alpha_g^{1.28} & \text{za } \alpha_g \leq 0.85 \\ = \alpha_g^{2.65} & \text{za } \alpha_g > 0.85 \end{cases}$$

Granularna temperatura polazeći od jednačina konzervacije flukuirajuće granularne energije glasi:

$$\frac{3}{2} \left[\frac{\partial}{\partial t} (\rho_s \alpha_s \Theta_s) + \nabla (\rho_s \alpha_s \vec{v}_s \Theta_s) \right] = \left(-\rho_s \bar{\bar{I}} + \bar{\bar{\tau}} \right)_s : \nabla \vec{v}_s + \nabla (k_{\Theta_s} \nabla \Theta_s) - \gamma_{\Theta_s} + \phi_{gs}$$

Koeficijent difuzije ili konduktivnost granularne temperature, prema Syamlal-u,

$$\text{je: } \kappa_{\Theta_s} = \frac{15 \alpha_s \rho_s d_s \sqrt{\Theta_s \pi}}{4(41 - 33\eta)} \left[1 + \frac{12}{5} \alpha_s g_{os} \eta^2 (4\eta - 3) \right]$$

Disipaciju granularne energije usled neelastičnih sudara čestica, Lun –ov model

definiše na sledeći način: $\gamma_{\Theta_s} = \frac{12(1 - e_s) g_{os}}{d_s \sqrt{\pi}} \rho_s \alpha_s \Theta_s^{\frac{3}{2}}$. Razmena kinetičke energije

između faza se određuje preko: $\phi_{gs} = -3K_{gs} \Theta_s$.

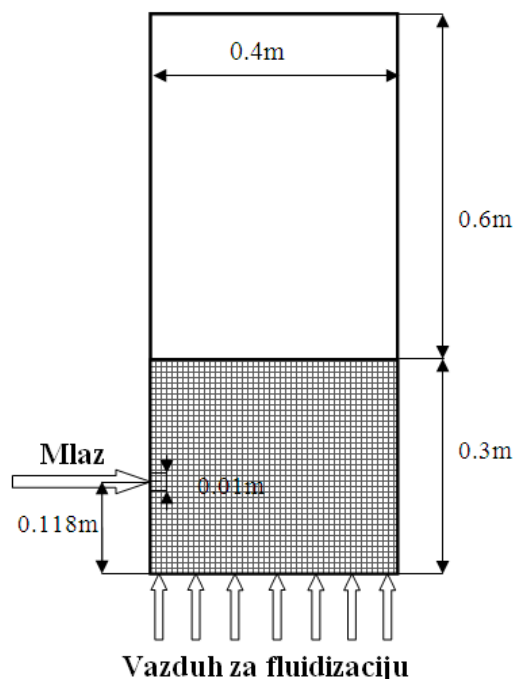
5.2.2 Numerički postupak i granični uslovi

Numeričko rešavanje osnovnih jednačina Fluentovog Euler-Euler granularnog modela (jedin. 5.19÷5.22), se takođe obavlja primenom metode kontrolnih zapremina, pri čemu se međusobni uticaj i korekcija brzina i pritiska obavlja postupkom za višefazno strujanje primenom Phase Coupled SIMPLE (PCSIMPLE) algoritma. Diskretizacija konvektivnih članova se obavlja po uzvodnoj šemi drugog reda.

Proračuni su nestacionarni sa vremenskim korakom od $2.5 \cdot 10^{-4}$ s, koji je omogućio relativno brzu konvergenciju sa maksimum 100 iteracija po jednom vremenskom koraku, pri čemu konvergencioni kriterijum iznosi $1 \cdot 10^{-3}$. Broj vremenskih koraka, odnosno ukupno vreme simulacije, je određivano na osnovu vremena potrebnog za prolazak fluida kroz prostor koji zauzima FS. Geometrija računskog domena je prikazana na sl. 5.11, gde šrafirana zona označava zonu granularnog sloja. Numerička mreža se sastoji od ukupno 14700, tako da oblast fluidizovanog sloja sadrži 9800 čvorova, dok zona iznad fluidizovanog sloja- zona slobodne površine duplo manje.

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

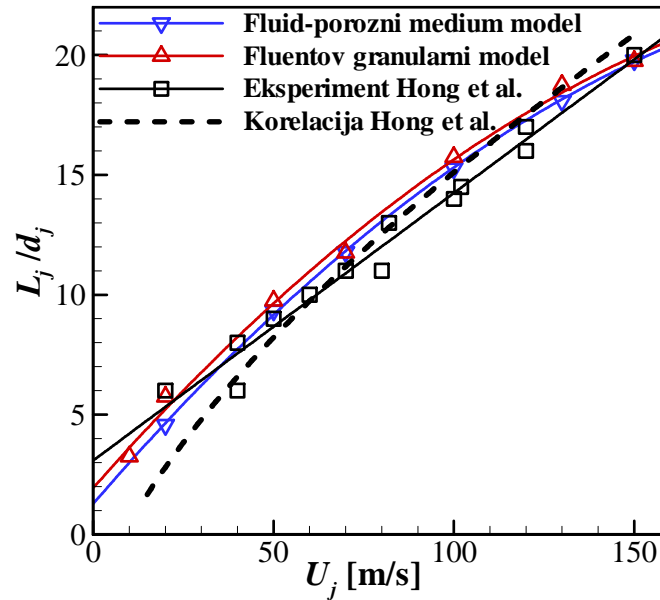
Zona slobodne površine ima manje čvornih tačaka zbog prisustva samo jednofaznog strujanja u njoj (granularni tok u ovoj zoni praktično ne postoji).



Slika 5.11. Radni prostor dvofluidnog granularnog modela FS

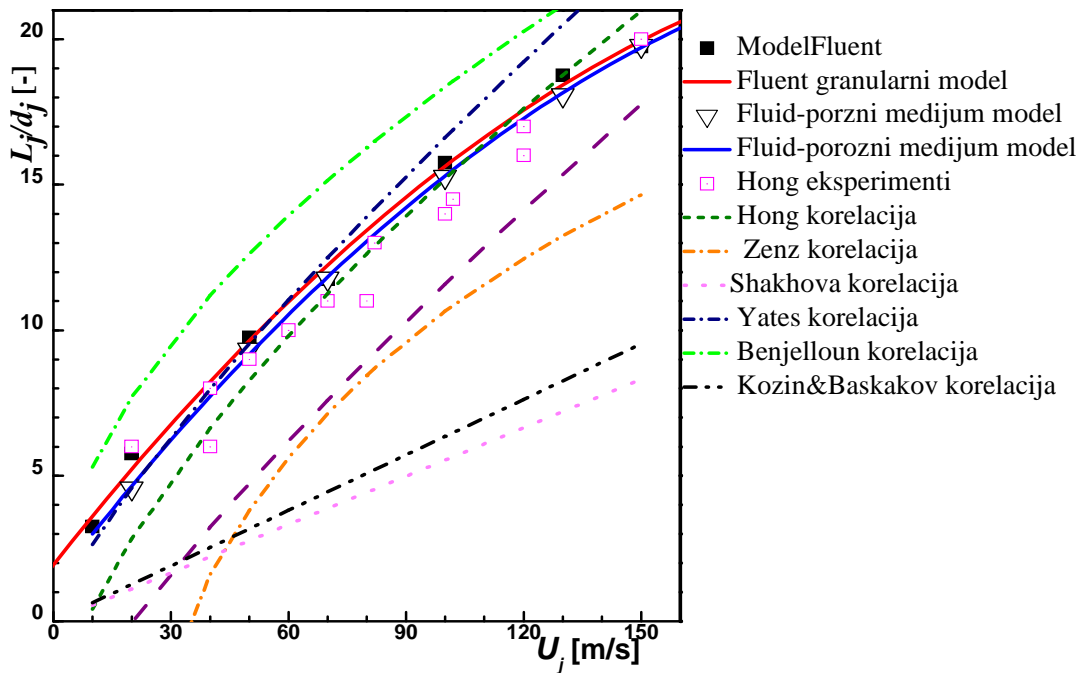
Statistička obrada rezultata nestacionarnih proračuna je obavljena formiranjem i ugradnjom specijalizovanih potprograma u “C“-jeziku (“user defined functions–UDF“), koji omogućavaju nadogradnju pojedinih delova osnovnog Fluentovog programskog koda.

Poređenje oba modela (Euler-Euler granularnog KTGF modela i sopstvenog fluid - porozni medijum modela) kompjuterske simulacije dužine prodora mlaza u funkciji brzine vazduha u mlaznici, sa rezultatima eksperimenata iz [57] (Poglavlje 5.1.) i vrednostima dobijenim pomoću korelacije (5.14), dati su na sl. 5.12. Rezultati numeričkog proračuna primenom fluid-porozni medijum modela FS i Euler-Euler granularnog KTGF modela se vrlo dobro slažu međusobno, što izraženo preko Pearson-ovog koeficijenta korelacije (PCC) iznosi $r=0,998$, sa srednjim odstupanjem na intervalu $U_j = 10 \div 150$ m/s od 3,4%. Granularni KTGF model se vrlo dobro slaže i sa eksperimentima i korelacijom (5.14), što izraženo PCC koeficijentom iznosi $r=0,988$ i $r=0,998$, respektivno. Pri tome, srednje odstupanje granularnog KTGF modela od korelacije *Hong-a*, na intervalu $U_j = 10 \div 150$ m/s iznosi 8%. Na osnovu navedenog izvršena je verifikacija predloženog Euler-Euler granularnog KTGF modela.



Slika 5.12. Rezultati poređenja dva numerička modela sa eksperimentalnim rezultatima [57] i semi-empirijskom korelacijom (5.14)

Na slici 5.13. je prikazano poređenje numerički dobijene zavisnosti bezdimenzione udaljenosti prodora horizontalnog mlaza od brzine mlaza na ulazu u FS, sa eksperimentalnim rezultatima i vrednostima dobijenim pomoću semi-empirijskih korelacija još nekih autora detaljno izloženih u poglavlju 3.6. ove teze.

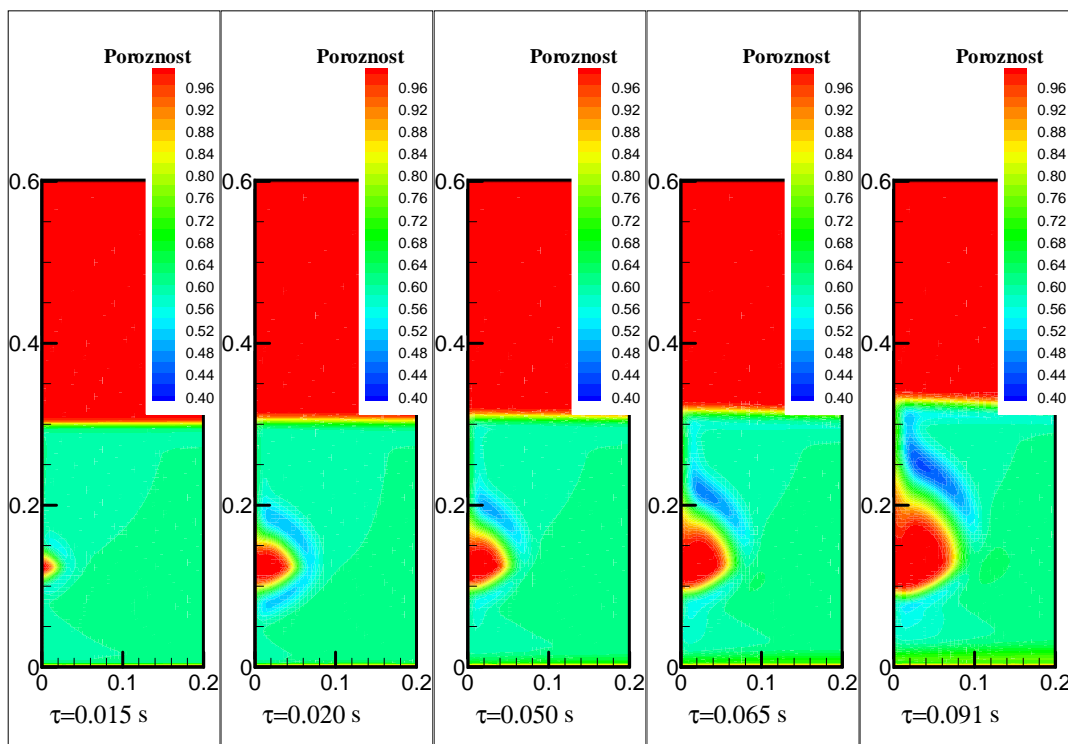


Slika 5.13. Poređenje predloženih modela sa eksperimentalnim rezultatima i semi-empirijskim korelacijama još nekih autora.

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

Sa dijagrama (slika 5.13) može se primetiti da se rezultati simulacije oba, u ovoj tezi opisana, modela najviše slažu sa korelacijom Hong-a. Pored toga rezultati numeričke simulacije prodora horizontalnog mlaza oba modela, se dobro slažu sa korelacijom Yates-a [90] i to jako dobro za opseg brzina od 10÷80 m/s. Poređenje modela fluid -porozni medijum modela i Euler-Euler granularnog KTGF modela simulacije dužine prodora mlaza u funkciji brzine vazduha u mlaznici, sa korelacijom Yates-a izraženo preko PCC iznosi $r=0,998$ i $r=0,997$, respektivno. Pri tome su srednja odstupanja na celokupnom intervalu brzina $U_j= 10\div 150$ m/s, 8,3% (odstupanje fluid -porozni medijum modela od korelacije Yates-a), odnosno 7% (odstupanje KTGF modela od korelacije Yates-a), a na intervalu brzina $U_j= 10\div 80$ m/s, 3,5% i 2,9%, respektivno. Korelacije Yates-a i Hong-a se nalaze u središnjem delu dijagrama korelacija raznih autora, što ide u prilog izboru Hong-ove korelacije za verifikaciju predloženih modela.

Na slici 5.14 prikazana je simulacija razvoja horizontalnog mlaza u vremenu, primenom Fluentovog dvofluidnog Euler-Euler granularnog modela fluidizovanog sloja.



Slika 5.14 Simulacija razvoja horizontalnog mlaza (brzine 20 m/s) u vremenu, primenom dvofluidnog granularnog modela fluidizovanog sloja.

Horizontalni mlaz vazduha brzinom od 20 m/s se uvodi na visini od 0,118m ($h/h_0 \approx 0,4$) u fluidizovan sloj čestica prečnika 0,00143m i gustine 1402kg/m^3 . Stepen fluidizacije je $U/U_{mf}=3$, a visina i širina sloja su 0,3m i 0,4m, respektivno.

Slika 5.14, kao ilustraciju, pokazuje detaljnije samo jedan od serije numeričkih eksperimenata razvoja horizontalnog bočnog mlaza u FS, na osnovu kojih su dobijeni podaci za dijagram prikazan na sl.5.12. Za tačno određivanje dužine prodora bočnog mlaza u nekom vremenskom intervalu, primenjeni su specijalni potprogrami inkorporirani pomoću UDF u FLUENT-ov kod.

5.3 Sumarni prikaz rezultata numeričke simulacije mlaznog doziranja tečnog goriva u FS

Analiza uvođenja bočnog mlaza fluida u FS je veoma korisna prilikom formiranja rešenja za sagorevanje tečnog i gasovitog goriva u reaktoru sa FS, pri čemu se numeričkim postupkom može brzo i relativno jednostavno analizirati niz mogućih tehničkih rešenja uvođenja željenog kapaciteta goriva u reaktor sa FS, a da se postigne što efikasnije mešanje sa inertnim materijalom FS.

U ovom poglavlju su predstavljena dva dvodimenzijaska CFD modela fluidizovanog sloja, zasnovana na dvofluidnom postupku simulacije FS:

- fluid - porozni medijum model i
- Euler-Euler granularni model fluidizovanog sloja koji koristi kinetičku teoriju granularnog strujanja (KGTF).

Predloženi modeli fluidizacije su verifikovani poređenjem sa eksperimentalnim rezultatima iz literature [57], koji se odnose na analizu prodora horizontalnog mlaza u dvodimenzijaski fluidizovani sloj.

Generalni zaključak numeričke simulacije predloženim modelima je da na dužinu prodora mlaza u FS izuzetan uticaj ima brzina fluida na izlazu iz mlaznice. Rezultati simulacije fluid - porozni medijum modelom nedvosmisleno pokazuju da ugao nagiba mlaza u odnosu na horizontalan položaj, kao i dubina uranjanja mlaznice, imaju slabiji uticaj na dužinu prodora mlaza u FS. Ipak, na osnovu numeričkih eksperimenata, zapaža se da je dužina prodora mlaza utoliko veća ukoliko je mlaznica nagnutija prema dnu sloja, za posmatrani dijapazon vrednosti ugla nagiba mlaznice (od 20° iznad horizontale do 40° ispod horizontalnog položaja).

5. NUMERIČKI MODEL PROCESA MLAZNOG DOZIRANJA FLUIDNOG GORIVA U FLUIDIZOVANO LOŽIŠTE

U cilju detaljnije analize krajnjih efekata mlaznog doziranja goriva u fluidizovani sloj i njegovog uticaja na sveukupni proces sagorevanja, pored posmatranja dužine prodora mlaza, istim modelom je analiziran i intenzitet mešanja komponenti (goriva u mlaznici i oksidatora u osnovnoj struji gasa za fluidizaciju), primenom modela održanja hemijskih komponenti u FS. Na osnovu ovih numeričkih eksperimenata, u slučaju analize uticaja brzine na izlazu iz mlaznice, kao i ugla nagiba mlaznice, dobijeni su podaci slični kao na osnovu rezultata eksperimenata i numeričke simulacije dužine prodora mlaza u FS, tj. da udeo zona sa stehiometrijskom smešom (tj. povoljne izmešanosti goriva i oksidatora) značajno zavisi od ulazne brzine mlaza goriva, dok ugao nagiba veoma malo utiče na nivo izmešanosti komponenti. Međutim, prilikom analize uticaja visine uvođenja goriva, pokazano je da položaj mlaznice po visini sloja, odnosno dubina uranjanja mlaznice u sloj, značajno utiče na intenzitet mešanja hemijskih komponenti u FS, i to tako da je *značajno veći intenzitet mešanja kada se bočni mlaz sa gorivom postavi u nižim zonama sloja*, što nije bilo moguće zaključiti samo na osnovu analize dužine prodora mlaza u FS.

Razvijen Euler-Euler granularni KTGF model fluidizovanog sloja poslužiće, takođe, za analizu efekta registrovanog u okviru eksperimenata na fluidizacionom pilot ložištu sa doziranjem tečnog goriva sa visokim sadržajem vlage u sloj, koji će biti objašnjeni u poglavlju 7.

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FLUIDIZOVANIM SLOJEM U DUGOTRAJNIM STACIONARNIM REŽIMIMA RADA

Ovaj deo rada je posvećen eksperimentalnim ispitivanjem sagorevanja "alternativnih" tečnih, u tezi nazvanih teška tečna goriva (TTG) poput: taloga iz rezervoara sirove nafte, zatim tečnih materija nastalih kao nusproizvod u procesima procesne, petrohemijske i metalurške industrije, iskorišćenih jestivih i mineralnih ulja, kao i glicerina - nusprodukta proizvodnje biodizela. Ove materije se najčešće tretiraju kao otpadne ili istrošene materije i njihovo odlaganje/uklanjanje je najčešće skopčano sa ekološkim problemima, pri čemu zbog relativno visokog sadržaja sagorivih komponenata, njihovo sagorevanje može biti značajno i sa tačke gledišta energetske efikasnosti. Pored toga, ova nekonvencionalna goriva se zbog velikog sadržaja balasta, neujednačenog sastava i gustine, kao i velike viskoznosti ne mogu sagorevati u uobičajenim uređajima za sagorevanje tečnih goriva, pa se kao rešenje nameće tehnologija termičke dezintegracije u fluidizovanom sloju, koja omogućava sagorevanje materija najrazličitijeg porekla i neujednačenog sastava, uz smanjenje emisije polutanata i iskorišćenje njihovog energetskog potencijala (o čemu je bilo reči u Uvodu teze).

U ovom poglavlju je dat detaljan opis eksperimentalne instalacije za sagorevanje tečnih otpadnih materija (u ovom slučaju goriva velikih gustina) u fluidizovanom sloju, gde je poseban značaj posvećen sistemu za doziranje goriva, opisu eksperimentalnog postupka, kao i prikazu eksperimentalnih rezultata sagorevanja nekoliko tipova tečnih goriva/otpadnih tečnih materija različitih gustina i viskoznosti, sa i bez sadržaja nečistoća, sa i bez dodavanja vode, u dugotrajnim, stacionarnim režimima. Prilikom analize rezultata eksperimenata akcenat je stavljen na efikasnost i stabilnost sagorevanja. Razmatran je sadržaj štetnih produkata sagorevanja u dimnom gasu, uz analizu temperaturskog profila u ložištu radi određivanja lokacije zone intenzivnog sagorevanja u zavisnosti od karakteristika goriva koje sagoreva u FS. Na osnovu dobijenih rezultata predložena je tehnološka šema postrojenja za ekološki prihvatljivo

uklanjanje tj. sagorevanje istrošenih ulja/taloga iz različitih rezervoara tečnih goriva i drugih tečnih otpadnih materija.

6.1 Opis eksperimentalne instalacije

Za potrebe ispitivanja podobnosti sagorevanja otpadnih tečnih goriva razvijena je eksperimentalna aparatura za sagorevanje tečnog goriva (TG) u fluidizovanom sloju (FS), koja se sastoji od 3 celine:

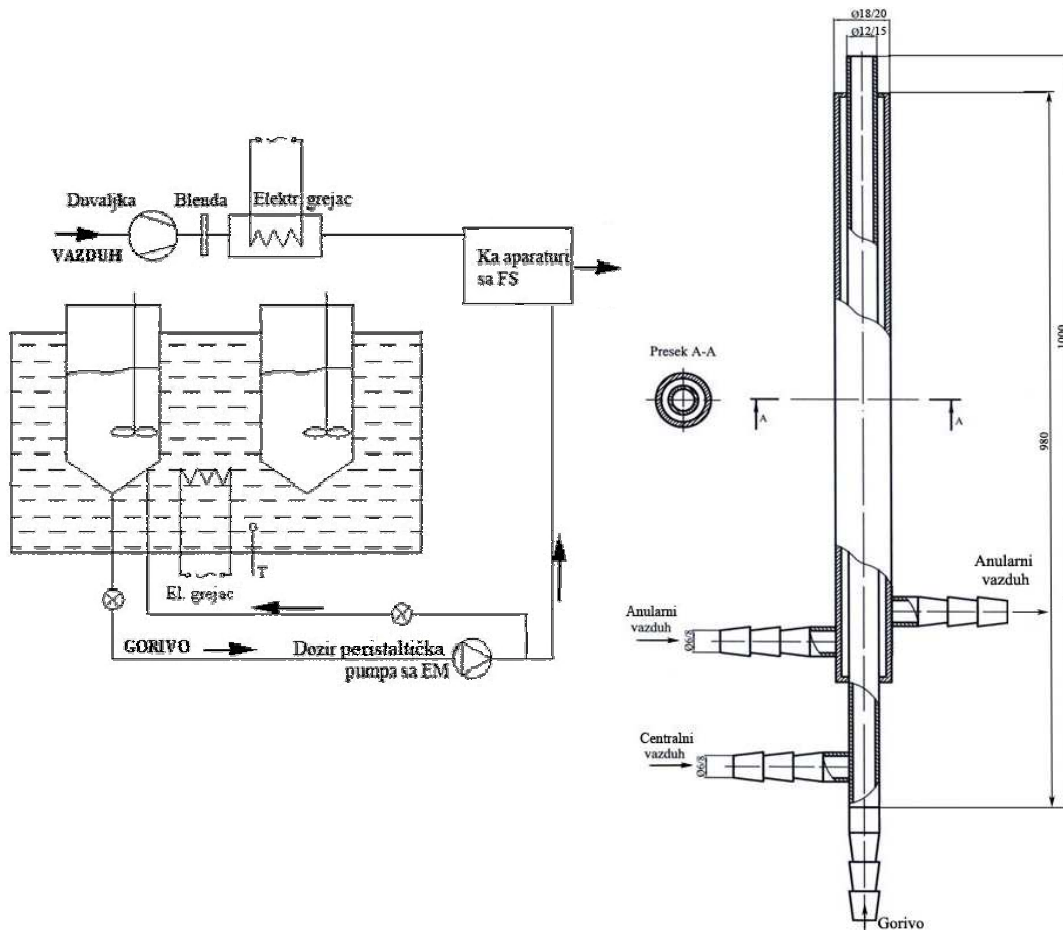
- sistema za pripremu i doziranje tečnog goriva i
- sistema za sagorevanje u fluidizovanom sloju i
- sistema za kontrolu sagorevanja (analiza gasa i akvizicija temperatura).

6.1.1 Sistem za pripremu i doziranje tečnog goriva

Pošto su uočene teškoće prilikom doziranja TTG-a, skopčane sa velikim sadržajem nečistoća u gorivu i njegovom velikom viskoznosti, s jedne strane, i dimenzijama linije za doziranje i karakteristikama odgovarajućih pumpi, s druge strane, ovom delu aparature je posvećena posebna pažnja.

Da bi se obezbedila povoljna viskoznost goriva za transport do dozatora, kao i stabilno i kontinuirano doziranje goriva potrebne-radne temperature, sistem za doziranje se sastoji od dva rezervoara TTG-a (kapaciteta od po 15l) koja su uronjena u zagrejanu vodu (sl. 6.1 i 6.2), iz kojih se naizmenično dovodi gorivo. Homogenizacija sastava i temperature tečnog goriva koje se sagoreva, vrši se konstantnim radom električnih mešalica. Time je sprečeno da se kroz dozir liniju i mlaznicu kreće nedovoljno i neravnomerno zagrejano gorivo, čime je obezbeđen dugotrajan rad aparature.

Nakon isprobavanja više tipova dozir pumpi (klipna, zupčasta) zaključeno je da je za doziranje tečnih viskoznih goriva najpogodnija peristaltička pumpa, koja je usvojena kao konačno rešenje pumpe za doziranje goriva. Dozir pumpa (sa regulisanjem broja obrtaja, frekventnim regulatorom) potiskuje zagrejano gorivo iz rezervoara ka mlaznici i aparaturi za sagorevanje. Gorivo, zagrejano na 70°-90°C, se uvodi u FS kroz mlaznicu, koja je uronjena u sloj inertnog materijala, pod nagibom od 38° u odnosu na osu sloja. Dubina uranjanja mlaznice u FS se može menjati.

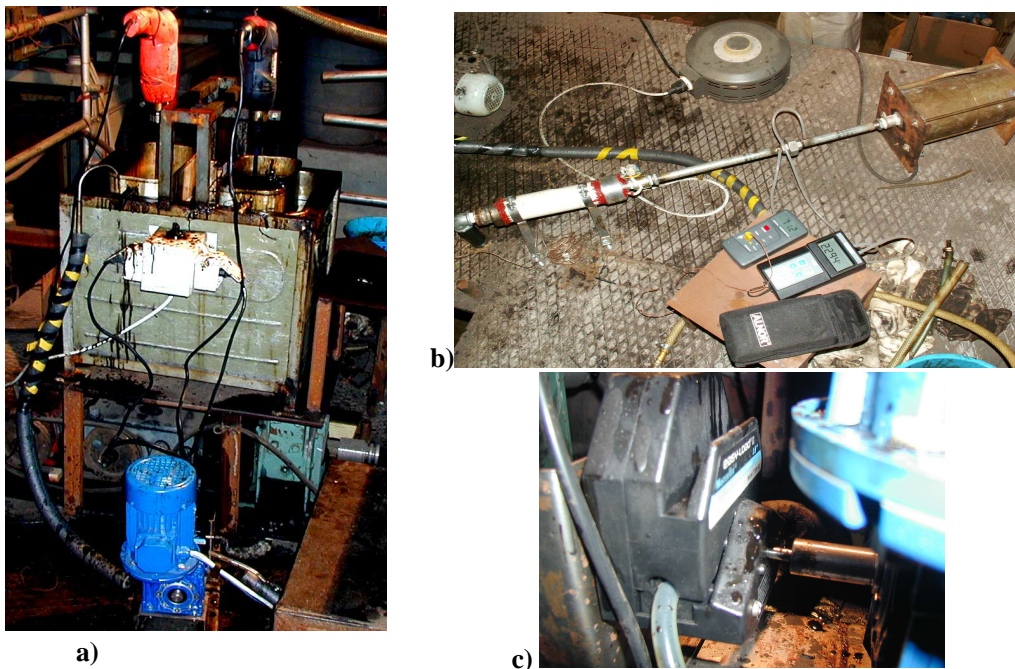


Slika 6.1. Šema sistema za doziranje tečnog goriva-levo, mlaznica-desno

Dobro konstruisana mlaznica za gorivo sa sistemom za doziranje je ključni element za postizanje zadovoljavajućih performansi sagorevanja TTG u FS. Kada se TTG uvede u FS njegovo vreme zadržavanja u sloju je kratko u skladu sa njegovim skoro trenutnim isparavanjem, ukoliko se radi o lako isparljivom gorivu, stoga je veoma važno intenzivno mešanje goriva i vazduha. Takođe je neophodno sprečavanje "slivanja" teže isparljivog goriva niz mlaznicu njegovim brzim odvođenjem od mlaznice ka ostalim delovima sloja. Iz napred navedenih razloga mlaznica za gorivo je konstruisana tako da se spreči moguće koksovanje TTG-a unutar mlaznice, zbog njenog pregrevanja, i da se omogući dobro raspršivanje TTG-a u FS, uvođenjem centralnog i anularnog vazduha (slika 6.1-levo). TTG se uvodi kroz unutrašnju cev, kroz koju se istovremeno uvodi i centralni vazduh (temperature oko 80°C), koji potpomaže transport goriva kroz mlaznicu smanjujući vreme zadržavanja TTG-a u njoj, i omogućava raspršivanje TTG u fluidizovan sloj uz istovremeno hlađenje vrha mlaznice koji je

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

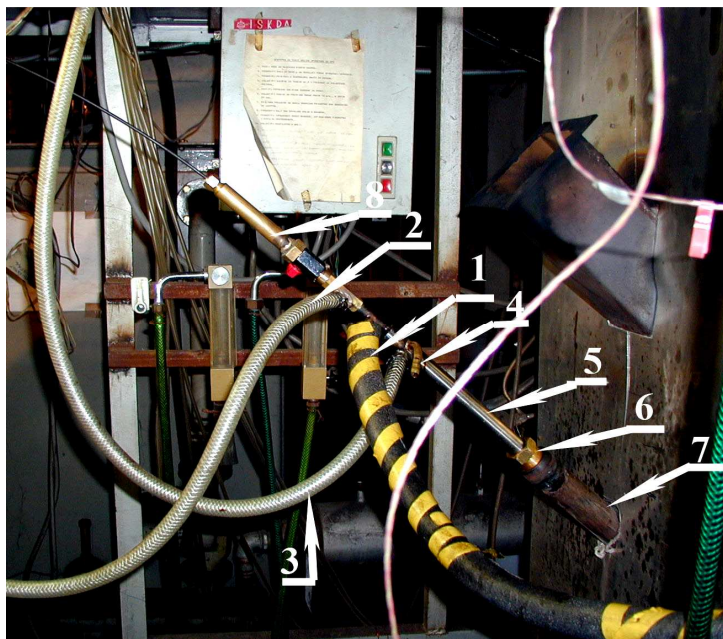
uronjen u sloj. Vod za noseći/centralni vazduh se sastoji od duvaljke za vazduh, varijatora napona, kojim se podešava željeni protok i grejača snage 0,5 kW (sl. 6.1).



Slika 6.2 Rezervoari TG-a sa mešalicama, potopljeni u vodi grejanoj električnim grejačem a), linija za grejanje centralnog vazduha b) i peristaltička dozir pumpa c)

Anularnim vazduhom se hladi sama mlaznica. Materijal cevi mlaznice, s obzirom na temperaturu u sloju od $800 \div 900^{\circ}\text{C}$, čini nerđajući čelik. Radi sprečavanja eventualnog zapušavanja krekovanim gorivom na izlazu iz mlaznice, dodat je sistem za njeno preventivno čišćenje.

Da bi se izbegle registrovane poteškoće pri doziranju teškog tečnog goriva (TTG-a) - mulja iz rezervoara sirove nafte i istrošenih ulja i masti iz Železare Smederevo, usled stinjavanja TTG-a unutar dozirnog creva i njegovog zapušavanja, dozirno crevo je grejano grejnim kablovima neposredno pre i u toku eksperimenta (slika 6.3-pozicija 1). Zbog izrazite sklonosti uzorka naftnog taloga ka koksovanju unutar zidova cevi uronjenog dela mlaznice, u eksperimentu sagorevanja tog goriva, mlaznica je hladena vodom kroz spoljnu koaksijalnu cev mlaznice, a ne vazduhom kao u ostalim eksperimentima.



Slika 6.3 Mlaznica:

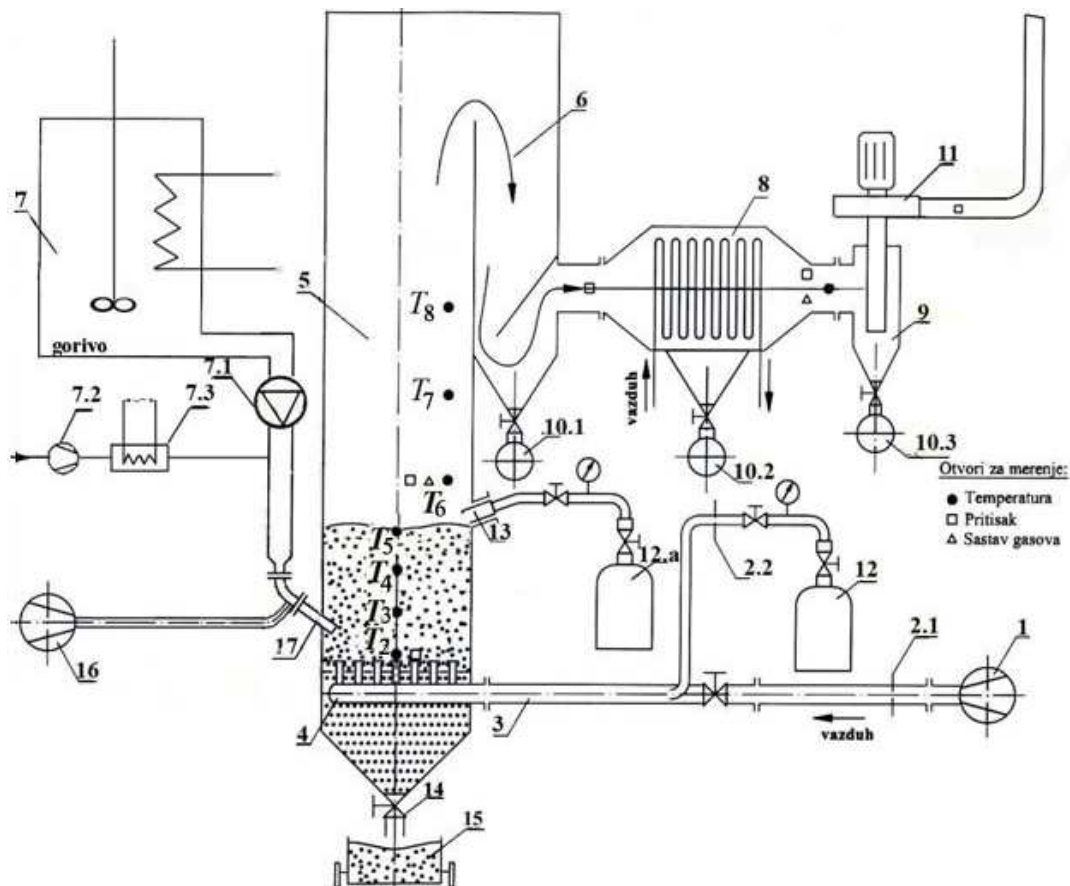
- | | |
|--|---|
| 1. Ulaz zagrejanog tečnog goriva u mlaznicu | 5. Mlaznica |
| 2. Ulaz zagrejanog nosećeg vazduha u mlaznicu | 6. Zaptivač |
| 3. Ulaz anularnog vazduha/vode za hlađenje mlaznice | 7. Ulaz mlaznice u ložište sa FS |
| 4. Izlaz anularnog vazduha/vode za hlađenje mlaznice | 8. Sistem za preventivno čišćenje mlaznice. |

6.1.2 Sistem za sagorevanje u fluidizovanom sloju

Poprečni presek ložišta je 290×295 mm, sastoji se iz dve promaje - visina prve promaje je 2300 mm, a dužina druge promaje je 1250 mm. Ložište je pri sagorevanju TTG-a funkcionisalo kao adijabatsko - ložište je izolovano, eksperimenti su izvođeni bez hlađenja fluidizovanog sloja (toplotni gubici sa okolinom su zanemareni). Tehnološka šema aparature je data na slici 6.4. Gorivo se uvodi u instalaciju preko sistema za doziranje (7) kroz cevnu mlaznicu (17) koso (ugao nagiba u odnosu na površinu sloja je 38°) u fluidizovani sloj. Vazduh za fluidizaciju sloja inertnog materijala se uvodi kroz distributor gasa (4). Dimni gasovi dogorevaju u prostoru iznad fluidizovanog sloja. Materijal sloja je kvarcni pesak srednjeg prečnika 0,8 mm, i nasipne gustine, koja se zavisno od eksperimenta kretala u opsegu od 1310÷1585 kg/m³, pri čemu je gustina čestica peska 2400 kg/m³. Visina sloja je u različitim radnim režimima/eksperimentima sa različitim vrstama goriva, imala vrednosti od 323÷400 mm.

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

Najgrublje čestice pepela koje se nisu zadržale u sloju, se iz struje dimnih gasova izdvajaju u inercijalnom separatoru neposredno nakon izlaza iz ložišta i talože u posudi (10.1). Dimni gasovi zatim prolaze kroz vazdušni hladnjak (8), ispod kog se takođe izdvajaju čestice u posudi (10.2). Najfinije čestice se uklanjaju iz struje dimnih gasova u ciklonu (9). Prečišćeni dimni se transportuju ventilatorom (11) kroz dimnjak u atmosferu.

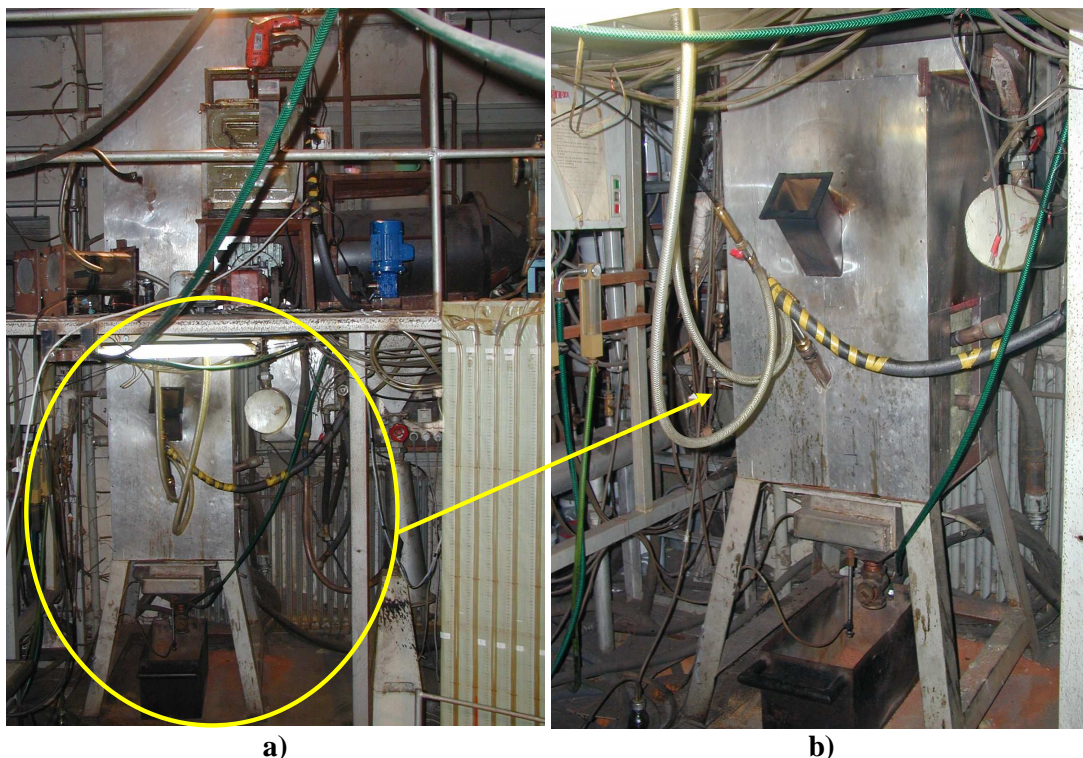


Slika 6.4 Šema laboratorijskog eksperimentalnog FS ložišta sa doziranjem u sloj

Legenda:

- | | |
|---|---|
| 1. Duvaljka za primarni vazduh | 9. Ciklonski otprašivač |
| 2. (2.1 - 2.2) Merne blende | 10.(10.1 – 10.3) Sudovi za taloženje čestica |
| 3. Električni grejač | 11. Ventilator dimnih gasova sa frekventnim regulatorom |
| 4. Vazdušna komora sa distributorom vazduha | 12.(12.a) Boca sa propan-butanom |
| 5. Ložište sa fluidizovanim slojem (I promaja) | 13. Gorionik za potpalu |
| 6. Mehanički taložnik čestica (II promaja) | 14. Slavina za ispuštanje materijala iz ložišta |
| 7. Sistem za doziranje goriva (7.1 dozir pumpa, 7.2 duvaljka za noseći vazduh, 7.3 grejač za noseći vazduh) | 15. Posuda za prikupljanje materijala iz ložišta |
| 8. Hladnjak dimnih gasova | 16. Duvaljka za vazduh za hlađenje mlaznice |
| | 17. Mlaznica |

Izgled laboratorijskog eksperimentalnog ložišta prikazan je na fotografiji (Sl. 6.5). Na slici 6.5 a) je prikazan deo sistema za doziranje goriva na gornjoj platformi i donji deo ložišta sa sistemom za doziranje tečnog goriva u sloj i otvorom za potpalu i nadgledanje, kao i separator čestica pepela u drugoj promaji (cilindrična posuda na slici), na slici 6.5 b) je prikazan uvećani donji deo ložišta sa FS.



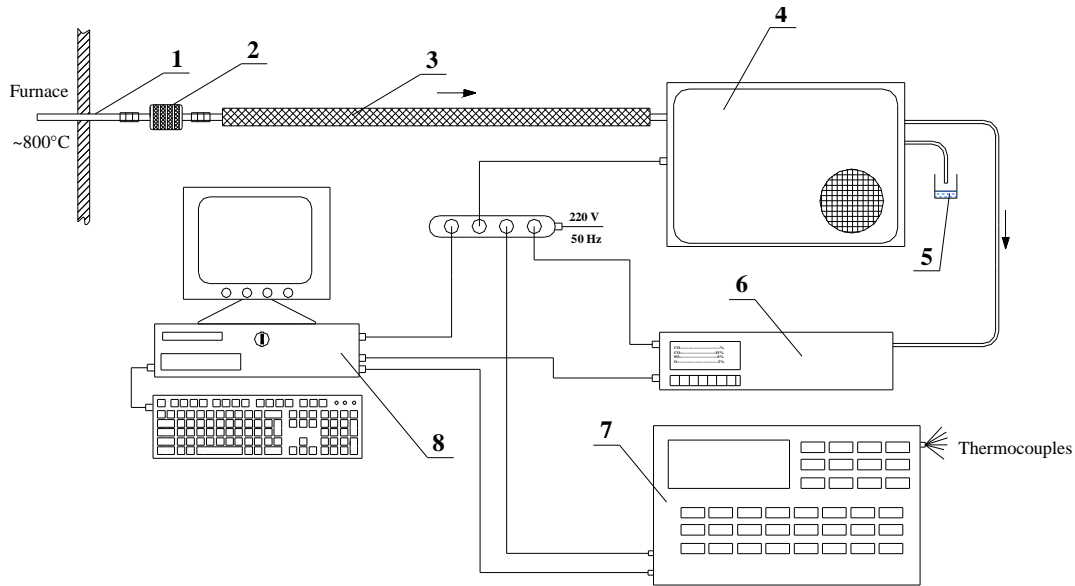
Slika 6.5 a) i b) Eksperimentalna aparatura za sagorevanje tečnog goriva u fluidizovanom sloju

6.1.3 Sistem za analizu gasa i akviziciju temperatura i greška merenja

Radi ispunjenja zahteva o pravilnom uzorkovanju i merenju gasa, sistem za analizu gasa se sastoji iz više komponenta* (Slika 6.7). Na početku linije se nalazi sonda (1) za uzimanje uzorka gasa izrađena od čelika koji je sposoban da izdrži visoke temperature. Usisavanjem kroz sondu, uzorak gasa prolazi kroz grubi filter (2), koji sprečava zaprljanje ćelija analizatora prolazom krupnijih čestica pepela kroz liniju. Filter čine ulošci izrađeni od presovanih bronzanih kuglica (sinter materijal).

* U skladu sa metodom za automatsku kontinualnu analizu dimnih gasova, prema uputstvu proizvođača analizatora gasa IMR 3000P i uputstvu proizvođača gasnog kondicionera M&C PSS-5.

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS



Slika 6.7. Šema sistema za analizu gasa i akviziciju temperatura

Nakon prolaska kroz grubi filter, gas se grejanim crevom (3) vodi dalje u sistem. Grejano crevo ima zadatak da spreči kondenzaciju vodene pare koja bi sa sumpornim oksidima izreagovala stvarivši sumpornu ili sumporastu kiselinu i zbog sopstvene težine zadržala u crevu. Time bi bila narušena valjanost analize. Crevo je dugačko 5 m i sastoji se od centralnog dela, kroz koji prolaze gasovi, grejača kojim je crevo obavijeno i izolacionog materijala. Savitljivost ovog creva omogućava njegovo prilagođavanje različitim geometrijskim uslovima uzimanja uzorka gasa.

Gas odstranjen od čestica ulazi u kondicioner tipa M&C PSS-5* (4), uređaj za pripremu gasa za analizu [139]. Ovaj uređaj se sastoji od tri dela: filtera za izdvajanje najfinijih čestica, uređaja za brzo izdvajanje vlage, i vakuum pumpe. Uređaj za brzo izdvajanje vlage, kao što mu samo ime kaže, služi da iz gasa za kratko vreme izdvoji vlagu i tako spreči njeno reagovanje sa sumpornim oksidima. Prilikom ovog procesa gas se ohladi do sobne temperature (oko 20°C). Vakuum pumpa koja se nalazi u sklopu kondicionera obezbeđuje usisavanje gasa iz dimnog kanala i njegovo strujanje u do sada opisanom sistemu. Osim priključaka za ulaz nepripremljenog i izlaz pripremljenog gasa, kondicioner sadrži i priključak za odvod kondenzata iz sistema (5).

Poslednji i najvažniji uređaj u liniji za analizu gasa je analizator gasa (6). Analizator gasa je kontinualni, tipa IMR 3000 P [140], koji za analizu gasova koristi

* M & C Products Analysentechnik GmbH, Germany http://www.cemsi.on.ca/Files/PSS_data.pdf

elektrohemijske senzore, osim u slučaju merenja koncentracije CO₂ koje se vrši NDIR* metodom (pomoću infracrvenog detektora). Analizatorom gasa IMR 3000P mere se gasovi dati u tabeli 6. u kojoj su date i merne karakteristike instrumenta.

Tabela 6.1a Merne karakteristike analizatora gasa IMR 3000P i tačnost merenja

PARAMETAR	PRINCIP	RESOLUCIJA	TAČNOST	OPSEG MERENJA
				IMR 3000 P
O ₂	elektrohemijski senzor	0,1 Vol. %	±0,2 %	0-20,9 %
CO	elektrohemijski senzor	1 ppm	Z	0-6000 ppm
CO ₂	infracrveni detektor	0,1 Vol. %	±0,2 %	0-19,8%
SO ₂	elektrohemijski senzor	1 ppm	Z	0-4000 ppm
NO	elektrohemijski senzor	1 ppm	Z	0-2000 ppm
NO ₂	elektrohemijski senzor	1 ppm	Z	0-100 ppm
TA -ambijetalna temperatura	poluprovodnik	1 K	±0,5 K	-20/ +120 °C
TG- temperature dimnih gasova	termopar: NiCr-Ni	1 K	± 2 %	-20/ +1200°C
	termopar: PtRh-Pt	1 K	± 1 %	150/ +1500°C
λ-višak vazduha	$\lambda = 20,9 / (20,9 - O_{2\text{izmereno}})$	0,01	± 2 %	1,0 - 9,0
Z = ± 1% od max vrednosti izmerene u opsegu 0 - 20% celog opsega merenja, Z = ± 5% od vrednosti izmerene u opsegu 21 - 100% celog opsega merenja				

Sistem za kontinualno merenje temperature sastoji se od termoparova tipa K i akvizitera KEITHLEY (7). Sistem za akviziciju se sastoji od višekanalnog relejnog multipleksera sa kompenzacijom hladnog kraja termopara, voltmetra i sistema za obradu podataka. U eksperimentima sagorevanja predmetnih tečnih goriva temperature po visini ložišta su merene kontinualno termoparovima tipa K, koji imaju proširenu mernu nesigurnost od $U_{tp}=0,5^{\circ}\text{C}$ na punom mernom opsegu, a njihovo očitavanje i akvizicija je vršena akviziterom KEITHLEY čija proširena merna nesigurnost iznosi $U_K=0,8^{\circ}\text{C}$ na punom mernom opsegu, pa je ukupna kombinovana merna nesigurnost merenja temperature $U_t=0,94^{\circ}\text{C}$ na punom mernom opsegu.

Praćenje i zapisivanje izmerenog sastava gasa i temperature se vrši pomoću računarskog programa - softvera napisanog pomoću programskog paketa LabVIEW. Ovaj softver, razvijen u Laboratoriji za termotehniku i energetiku Instituta za nuklearne nauke „Vinča“, omogućuje prenos podataka korišćenjem analognog izlaza instrumenta

* NDIR - A non dispersive infrared sensor (ne disperzivni infracrveni senzor)

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

tako da se merni podaci mogu kontinualno zapisivati (u ASCII datoteku koja se može jednostavno učitati programima tipa Excel, Word, Notepad itd) i pratiti u realnom vremenu u grafičkoj i numeričkoj formi na monitoru PC računara.

Pored akvizicije sastava gasa i temperature po visini ložišta na instalaciji na kojoj su vršena eksperimentalna istraživanja (slika 6.4.) mereni su protoci primarnog (vazduha za fluidizaciju) i sekundarnog vazduha (noseći/centralni vazduh za mlaznicu) kao i protok gasa za startovanje i podršku sagorevanja predmetnog goriva. Protok primarnog vazduha, kao i protok gasa meren je padom pritiska Δp (mmVS) na mernim blendama (slika 6.4. pozicija 2.1 i 2.2, respektivno) koji se očitavao na U cevima s vodom, dok je protok centralnog vazduha za mlaznicu meren preko pada pritiska na mernoj blendi, iza duvaljke za vazduh, koji je očitavan na digitalnom mikromanometru tipa *ALNOR*, opsega od $-1000 \div 3000$ Pa. Greška merenja instrumenta *ALNOR* prema uverenju o etaloniranju iznosi maksimalno 10 Pa na vrednosti diferencije od 3000 Pa, što iznosi približno 0,33 %. Greška očitavanja pada pritiska u mm vodenog stuba pri rezoluciji od 1mmVS je 0,5%.

Merne blende su najpre izbaždarene tako da je dobijena zavisnost pada pritiska od zapreminskog protoka vazduha odnosno gasa. Zapreminski protok je meren indirektno deljenjem protekle količine vazduha kroz gasni sat/rotametar sa vremenskim intervalom. Gasni sat ima opseg merenja od $0,1 \div 15$ m³, sa rezolucijom od 0,01m³. Takođe su korišćene i dve cevi rotametra sa opsezima od $200 \div 2000$ l/h i $1000 \div 8000$ l/h i rezolucijama od 20 l/h i 100 l/h, respektivno.

Protok goriva je meren i regulisan pomoću frekventnog regulatora protoka. Naime, formirani su baždarni dijagrami koji daju zavisnost učestanosti izražene u Hz, koja se očitava na displeju frekventnog regulatora, i protoka goriva koji je izmeren indirektno merenjem promene mase/zapremine goriva u izmerenom vremenskom intervalu.

Za merenje mase korišćena je tehnička vaga OHAUS Pioneer čija je rezolucija 10 mg, na opsegu 4100 g.

Za merenje zapremine tečnih goriva korišćena je menzura od 1000 ml, sa rezolucijom od 10 ml.

6.2 Priprema i postupak eksperimentalnog ispitivanja

U eksperimentima sagorevanja tečnih goriva na poluindustrijskoj eksperimentalnoj instalaciji sa fluidizovanim slojem ispitivana su sledeća goriva:

- jestivo ulje (model-gorivo),
- glicerin,
- istrošena ulja i masti iz pogona hladne valjaonice Železare Smederevo,
- talog iz rafinerije nafte Pančevo,

koja su sagorevana u fluidizovanom sloju u stacionarnim režimima.

Pre nego što se pristupilo eksperimentalnom ispitivanju izvršena je karakterizacija izabranih predmetnih goriva, što pre svega podrazumeva:

- tehničku i elementarnu analizu goriva, radi izračunavanja adijabatske temperature sagorevanja, koja predstavlja osnovnu polaznu veličinu za podešavanje rada aparature (definisane protoka goriva i vazduha radi uspostavljanja stacionarnog stanja na željenoj temperaturi sagorevanja) .

- određivanje viskoznosti goriva na sobnoj i povišenoj temperaturi radi definisanja dozir linije

- određivanje hemijskog sastava pepela (u uzorcima goriva), kako bi se utvrdila potreba za dodavanjem aditiva koji bi sprečili sinterovanje inertnog materija sloja usled eventualno niske temperature topljenja pepela.

Rezultati karakterizacije goriva biće predstavljeni u potpoglavljima u kojima su opisani eksperimenti sa različitim tečnim gorivima.

Eksperimentalno ložište se startuje sagorevanjem tečnog gasa (propan - butana). Pri dostizanju temperature u FS od najmanje 750°C počinje se sa doziranjem predmetnog tečnog goriva, koje je prethodno zagrejano i homogenizovano u rezervoaru za pripremu goriva. Nakon toga regulišu se radni parametri u FS, pri čemu se temperatura sloja podešava protokom goriva, dok se protok vazduha za fluidizaciju (sekundarni vazduh) podešava tako da se obezbedi željeni intenzitet fluidizacije. Kada se postignu stacionarni uslovi sagorevanja, vrše se merenja sastava dimnih gasova, protoka goriva, primarnog i sekundarnog vazduha.

Pored kvazistacionarnog doziranja na sloj izvršeno je nekoliko probnih merenja sa nekoliko linija za doziranje goriva. Pri tome je izvršena proba sa nekoliko tipova pumpi (ejektorska, zupčasta, klipna). Usled već pomenutih teškoća prilikom doziranja

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

originalnog TTG-a (veliki sadržaj nečistoća u gorivu i velika viskoznost TTG-a, odabir odgovarajuće linije i pumpe za doziranje), za dugotrajne, stacionarne režime na eksperimentalnoj aparaturi, najpre je korišćeno model gorivo-ulje, koje je bez mehaničkih i drugih nečistoća i manje viskoznosti od TTG-a. Na osnovu eksperimenata sa model gorivom obavljene su dodatne izmene i poboljšanja sistema za doziranje goriva, tako da su sa uspehom izvedeni eksperimenti sa dugotrajnim, stacionarnim sagorevanjem realnih teških tečnih goriva u pilot – postrojenju sa fluidizovanim slojem.

6.3 Ispitivanje sagorevanja jestivog ulja – model goriva, pri različitim dubinama uranjanja mlaznice (91 i 132mm)

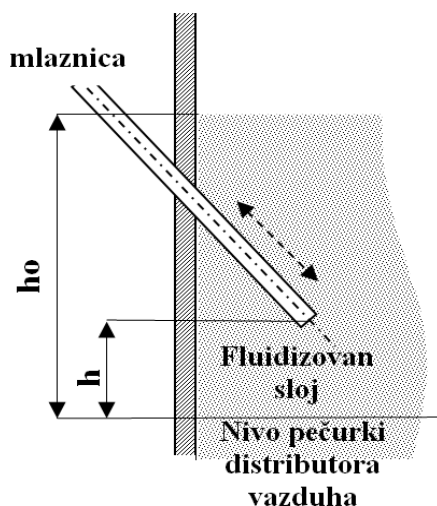
Da bi se definisali parametri sagorevanja i dubina uranjanja mlaznice dozatora u sloj, kao i u cilju potvrde numeričkih modela (predstavljenih u poglavlju 5.), eksperimenti sagorevanja tečnih goriva u FS su najpre izvođeni s jestivim uljem. Ono je izabrano za tzv. model gorivo zato što se odlikuje približnim toplotnim efektom kao i TTG, ali za razliku od drugih ispitivanih goriva, ne sadrži mehaničke i druge nečistoće i manje je viskozno od realnog TTG-a, te se stoga lakše dozira. Pored toga, jeftino je i lako dostupno. Realni uslovi i ekvivalentni toplotni efekat, uz povećanu tečljivost, u jednom od izabranih režima rada su simulirani mešanjem model goriva sa vodom u liniji za pripremu goriva. U tabeli 6.1 data je karakterizacija model goriva - suncokretovog ulja.

Tabela 6.1. Karakterizacija goriva-suncokretovog ulja

Gorivo	Suncokretovo ulje
Tačka paljenja [°C]	314
Temperatura samopaljenja [°C]	357
Donja toplotna moć [MJ/kg]	37,1
Teorijska količina vazduha za sagorevanje [$\text{kg}/\text{kg}_{\text{goriva}}$]	12,41
Temperatura stinjanja [°C]	-15
Kinematska viskoznost [$15^\circ\text{C}, \text{mm}^2/\text{s}$]	80,3
Gustina [$15^\circ\text{C}, (25^\circ\text{C}), \text{kg}/\text{m}^3$]	930 (918,8)
Vlaga [%]	0,1
Pepeo [%]	0
Isparljivo	99,17
Koks [%]	0,73
Reakcija	neutralna
C [%]	77,6
H [%]	11,5

S [%]	0,0
N [%]	0,0
O [%]	10,9

Materijal sloja čini kvarcni pesak srednjeg prečnika $d_p=0,8\text{ mm}$, nasipne gustine $\rho_b=1310\text{ kg/m}^3$. Visina sloja je $h_o=323\text{ mm}$.



Slika 6.a) Položaj mlaznice u sloju

Eksperimenti na instalaciji u dugotrajnom radu, izvedeni su sa različitim režimima rada, sa aspekta položaja mlaznice (slika 6.e) u sloju i sadržaja vode u gorivu. Ispitivanja su obuhvatila sledeća tri radna režima:

- **Režim I** - Sagorevanje goriva pri manjoj dubini uranjanja mlaznice u fluidizovani sloj ($h=0,4h_o$ tj. $h=132\text{mm}$ od vrha pećurki distributora vazduha, h_o -visina aktivnog dela nasutog sloja),

- **Režim II** - Sagorevanje goriva pri većoj dubini uranjanja mlaznice u fluidizovani sloj ($h=0,3h_o$ tj. $h=91\text{mm}$),

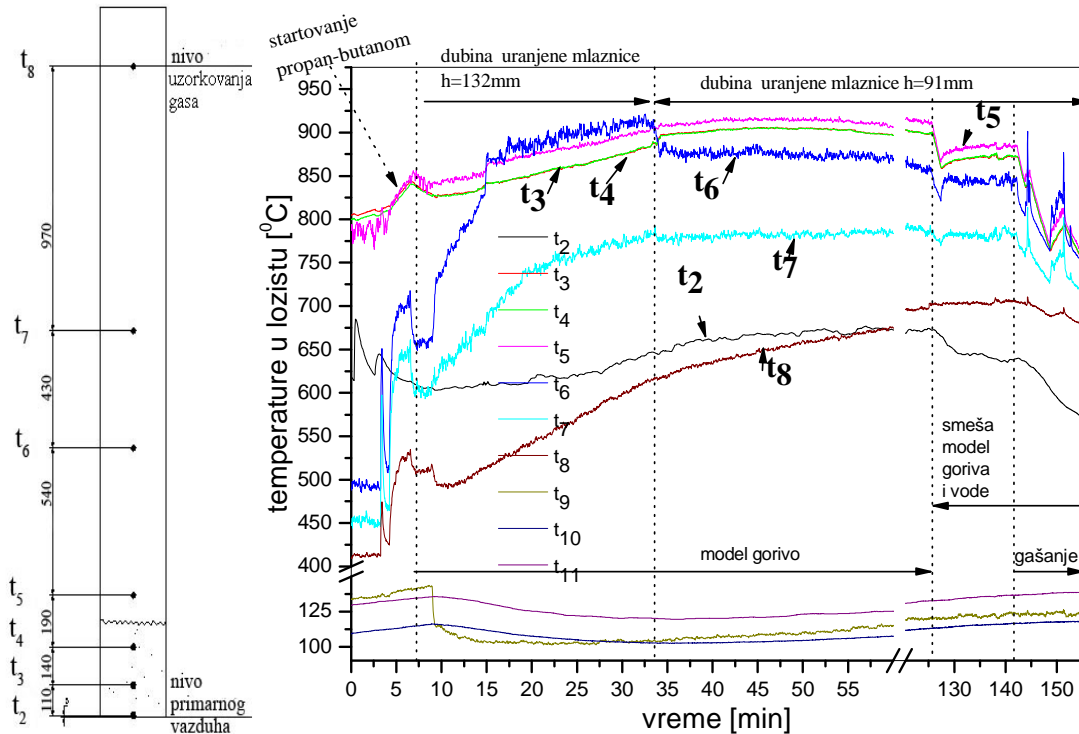
- **Režim III** - Sagorevanje smeše goriva i vode pri većoj dubini uranjanja mlaznice u fluidizovani sloj ($h=0,3h_o$ tj. $h=91\text{mm}$).

Prilikom merenja, vršeno je kontinualno praćenje temperatura u sloju (tri merne tačke po visini sloja) i iznad njega po visini ložišta, kao i paralelna kontinualna gasna analiza. Dijagram toka eksperimenta od potpale do gašenja prikazan je na slici 6.8.

Temperature t_g -temperatura iza hladnjaka dimnih gasova, t_{I0} i t_{II} -temperature ispred i iza ciklona su takođe prikazane na dijagramu. Međutim ove temperature nisu merodavne za proces u samom ložištu pa se nadalje neće razmatrati.

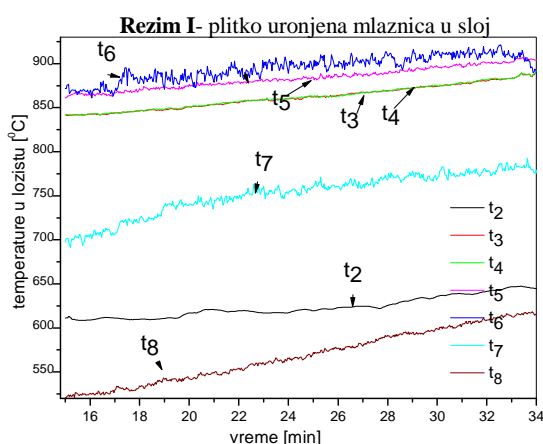
6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

Kvalitet goriva je dozvoljavao doziranje klipnom pumpom. Gorivo je homogenizovano konstantnim mešanjem električnom mešalicom i zagrejano do 39°C. Temperatura nosećeg/sekundarnog vazduha iznosila je 68-71 °C.

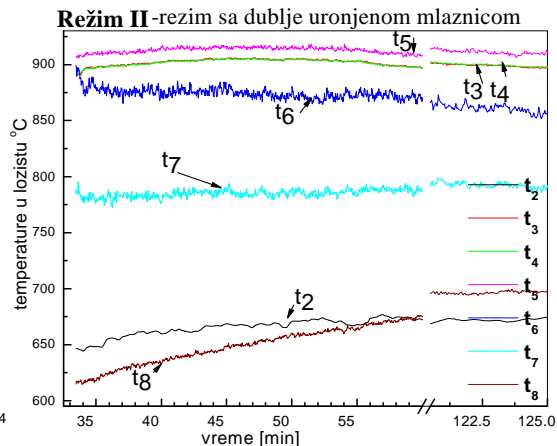


Slika 6.8. Dijagram toka eksperimenta -levo, raspored termoparova u ložištu-desno.

Interval režima I na slici 6.9 bez obzira na uočljiv blag rast temperatura po visini ložišta, uslovno je uzet za stacionaran i prikazan kao reprezentativni interval, zbog jasno izražene tendencije sagorevanja model goriva iznad fluidizovanog sloja ($t_6 > t_5 > t_4 > t_3$) pri plitko uronjenoj mlaznici u sloj. Prelaskom na režim II sa dublje uronjenom mlaznicom u sloj temperatura iznad sloja naglo pada ($t_5 > t_4 > t_3 > t_6$), što ukazuje na uvlačenje zone intenzivnog sagorevanja u sloj.

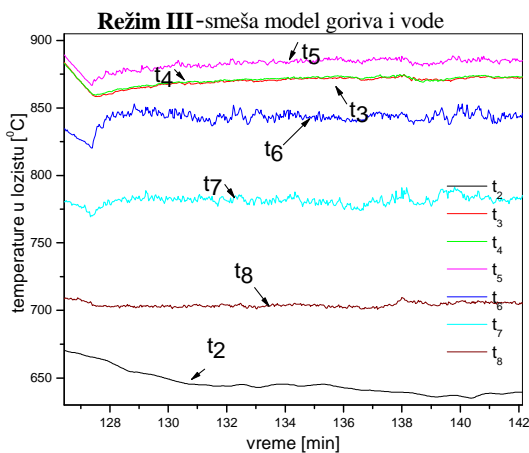


Slika 6.9. Temperature po visini ložišta u režimu I

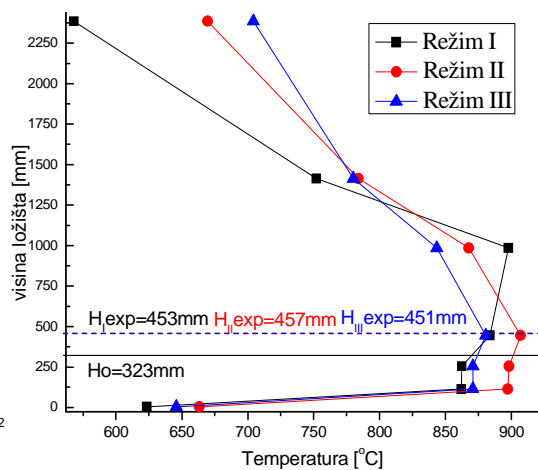


Slika 6.10. Temperature po visini ložišta u režimu II

Prelaskom na režim III sa doziranjem smeše model goriva i vode (slika 6.11) još je izraženiji efekat uvlačenja zone intenzivnog sagorevanja u sloj, što se može jasno videti na zbirnom dijagramu promena temperature po visini ložišta za sva tri režima (slika 6.12).



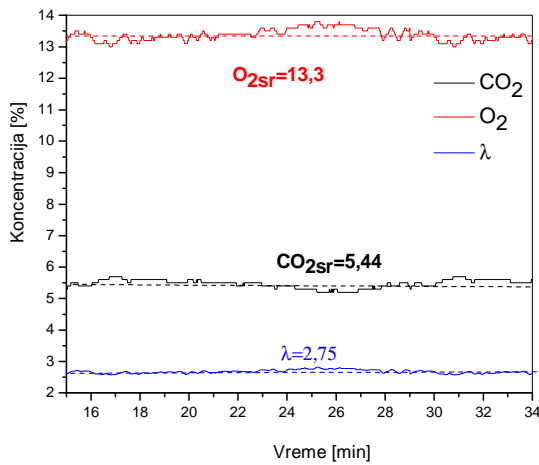
Slika 6.11. Temperature po visini ložišta u režimu III



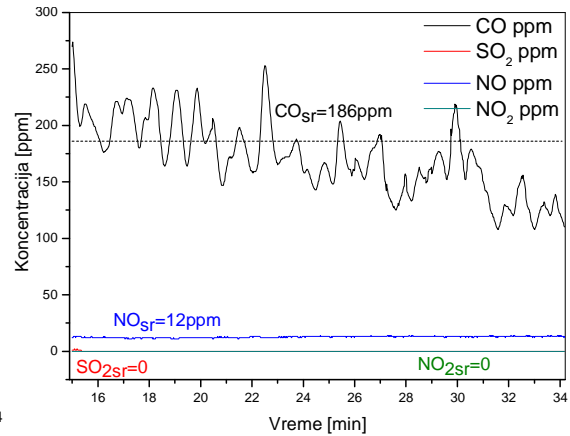
Slika 6.12. Srednja temperatura po visini ložišta, za sve radne režime

Analiza dimnih gasova je izvođena uzorkovanjem gasova sa vrha ložišta u tački 8 (slika 6.8.-desno). Dijagrami koji pokazuju koncentracije dimnih gasova u ložištu za svaki od režima predstavljeni su slikama 6.13÷6.18. a izmerene srednje vrednosti koncentracija date su i u tabeli 6.2.

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

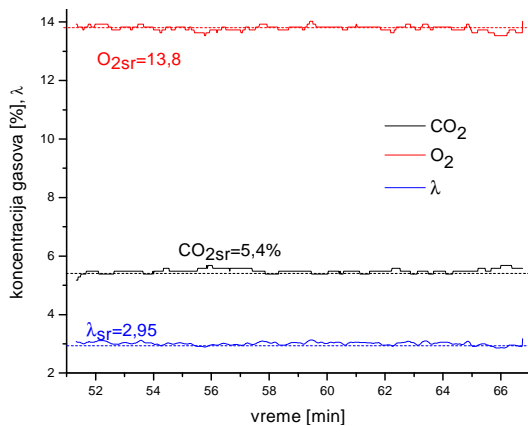


Slika 6.13. Režim I-koncentracije O₂ i CO₂, i višak vazduha λ

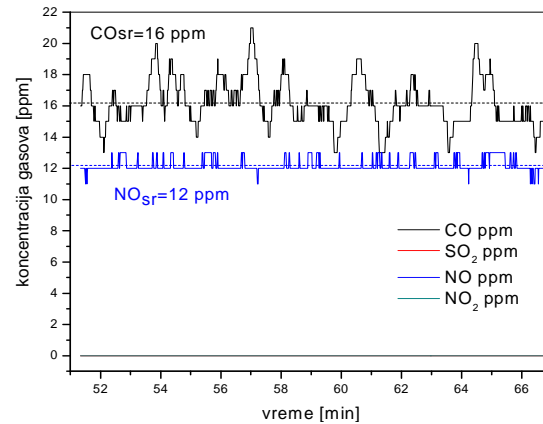


Slika 6.14. Režim I-koncentracije CO, SO₂ i NO_x

Veća koncentracija CO na početku režima I (slika 6.14) se objašnjava početkom doziranja model goriva u sloj i prestankom potpale gasom. Fluktuacije sastava gasova u sva tri režima rada sa model gorivom se mogu objasniti doziranjem goriva klipnom pumpom kao i rasprskavanjem mehurova ispunjenih parama goriva na površini fluidizovanog sloja.

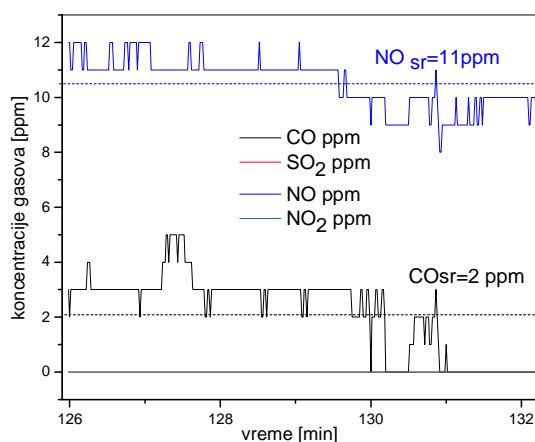
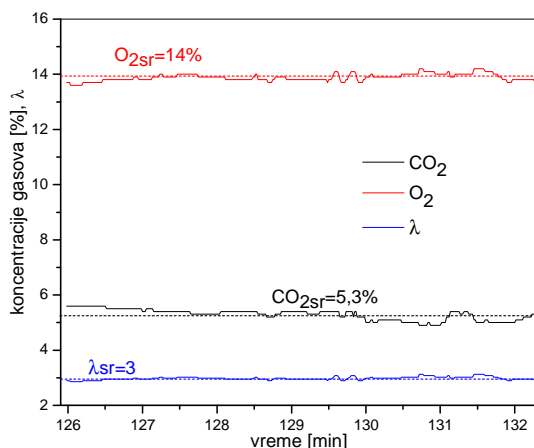


Slika 6.15. Režim II-koncentracije O₂ i CO₂, i višak vazduha λ



Slika 6.16. Režim II-koncentracije CO, SO₂ i NO_x-a

Dubljim uranjanjem mlaznice u fluidizovan sloj u režimu II postiže se manja emisija CO (slika 6.14 i slika 6.16).



Slika 6.17. Režim III-koncentracije O₂ i CO₂, Slika 6.18. Režim III-koncentracije CO, SO₂ i višak vazduha λ

Radni parametri eksperimentalnog ložišta sa FS pri sagorevanju model gorivog ulja za sva tri režima, sa podacima o visini sloja i brzinama fluidizacije dati su u tabeli 6.2. Visina ekspandiranog sloja je sračunata da bi se odredio položaj termopara t_5 u odnosu na površinu fluidizovanog sloja.

Tabela 6.2. Radni parametri eksperimentalnog ložišta sa FS za sagorevanje jestivog ulja

Režim	Protok goriva [kg/h]	Temperatura aktivnog dela FS [°C]				Sastav gasa					λ	Protok primarnog vazduha [l/h]	Protok sekundarnog vazduha [l/h]	v _f [m/s]	H _{exp} [mm]	Max snaga ložišta [kW]	
		t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	CO ₂	O ₂	CO	SO ₂	NO							NO ₂
						%	ppm										
I	4	623,4	862	862,4	883,7	5,4	13,4	186	0,0	12,0	0	2,75	116220	2410	1,5	453	40
II	3,7	663,3	897,3	898,2	906,9	5,4	13,8	16,0	0,0	12,0	0	2,95	116500	2410	1,5	459	38
III	4,7	645,8	870,7	870,9	880,6	5,3	14	2,0	0,0	11,0	0	3	116220	2300	1,5	451	38

Visina ekspandiranog sloja, tj. visina zone rasprskavanja mehurova [141] je određena na osnovu jednačine ekspanzije FS (6.1) i jednačine za poroznost fluidizovanog sloja (6.2):

$$\frac{H}{H_{mf}} = \frac{1 - \varepsilon_{mf}}{1 - \varepsilon} = \frac{\rho_{mf}}{\rho_e}, \quad \begin{array}{l} H - \text{visina ekspandiranog fluidizovanog sloja} \\ H_{mf} - \text{visina FS u uslovima minimalne fluidizacije} \end{array} \quad (6.1)$$

$$\varepsilon_{mf} = 1 - \frac{\rho_b}{\rho_p} = 0.454 \quad \text{- poroznost sloja u uslovima minimalne fluidizacije [-]} \quad (6.2)$$

$$\varepsilon = \left(\frac{18 \text{Re} + 0.36 \text{Re}^2}{Ar} \right)^{0.21} \quad \text{- poroznost sloja u uslovima N-tog stepena fluidizacije}$$

Pri čemu je:

**6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA
POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS**

$$Re = \frac{u_f d_p}{\nu_f} \quad \begin{array}{l} \text{- Re -Rejnoldsov broj [-]} \\ \text{- } u_f \text{ - brzina fluidizacije* [m/s]} \end{array}$$

$$u_f = \frac{\dot{V}_f \rho_{f(20^\circ C)}}{\rho_{f(T_f)} A_t} \quad \begin{array}{l} \text{- } \dot{V}_f \text{ - zapreminski protok primarnog vazduha [m}^3\text{/s]} \\ \text{- } \nu_f \text{ - kinematska viskoznost vazduha na temperaturi} \\ \text{fluidizacije [m}^2\text{/s]} \end{array}$$

$$Ar = \frac{g d_p^3 \rho_f (\rho_p - \rho_f)}{\mu_f^2} \quad \begin{array}{l} \text{Arhimedov broj [-]} \\ \text{- } \mu_f \text{ - viskoznost vazduha na temperaturi fluidizacije [Pas]} \end{array}$$

$d_p = 0,008$ - prečnik čestice [m]
 $\rho_p = 2400$ - gustina čestica peska [kg/m³]
 $\rho_b = 1310$ - nasipna gustina FS [kg/m³]

poprečni presek ložišta $A = ab = 0,08555 \text{ m}^2$
 $a = 0,29 \text{ m}$
 $b = 0,295 \text{ m}$

protok vazduha za režim $\dot{m}_v = \begin{cases} \text{I} & 0,0389 \text{ kg/s} \\ \text{II} & 0,039 \text{ kg/s} \\ \text{III} & 0,0389 \text{ kg/s} \end{cases}$

visina nasutog sloja $h_o = 323 \text{ mm}$

Tačan položaj površine fluidiziranog sloja, odnosno visinu ekspaniranog FS, je teško odrediti jer je ona uzburkana-slična tečnosti koja ključa (neki autori, umesto površine FS razmatraju tzv. „splash“ zonu prskanja/zapluskivanja mehurova), ali je neosporno da visina sloja raste sa porastom brzine fluidizacije. Stoga je važno istaći usvojenu aproksimaciju u proračunu H_{exp} , da su visina FS i poroznost sloja u uslovima minimalne fluidizacije jednaki visini i poroznosti sloja u stanju mirovanja sloja ($H_{mf} = h_o$ i $\varepsilon_{mf} = \varepsilon_o$, respektivno) što je uobičajena praksa preuzeta iz literature [141]. Kako se u uslovima minimalne brzine fluidizacije čestice inertnog materijala sloja nalaze u stanju lebdenja, pa je međučestični prostor veći nego u stanju mirovanja sloja, to je i poroznost sloja, pa samim tim i visina sloja u stanju minimalne fluidizacije veća nego u slučaju mirovanja sloja. Stoga se uvedenom aproksimacijom računa sa nižim vrednostima H_{mf} i ε_{mf} od realnih, pa izračunate vrednosti visine ekspaniranog sloja mogu biti samo veće od onih datih u tabeli 6.2a).

* brzina izračunata iz masenog protoka primarnog vazduha izmerenog na sobnoj temperaturi, podeljenim sa gustinom vazduha na temperaturi fluidizacije i površinom ložišta

Tabela 6.2a). Parametri fluidizacije i visina ekspaniranog sloja

Režim	t_{sr}^* [°C]	ρ_f [kg/m ³]	$\mu_f \cdot 10^6$ [Pas]	$v_f \cdot 10^6$ [m ² /s]	Ar_{mf}	Re_{mf}	v_{mf}	v_f	N	ϵ_{mf}	Re	Ar	ϵ	H_{exp} [mm]
							[m/s]							
I	884	0,3052	46,36	151,894	1711,64	1,688	0,3205	1,5	4,7	0,4542	7,871	1711,6	0,611	453
II	901	0,3008	46,76	155,463	1657,92	1,637	0,3180	1,5	4,8	0,4542	7,799	1657,9	0,614	457
III	875	0,3076	46,14	150,008	1741,26	1,716	0,3218	1,5	4,6	0,4542	7,883	1741,3	0,609	451

Proračun visine ekspaniranog sloja (tabela 6.2a) je pokazao da se termopar t_5 (smešten na 440 mm iznad distributora vazduha) nalazi neposredno uz slobodnu površinu ekspaniranog sloja.

U svim režimima dobijeno je stabilno sagorevanje, uz srednju temperaturu u sloju $(t_2 + t_3 + t_4 + t_5)/4 = 817 \div 843^\circ\text{C}$, koja bi se ustalila vrlo brzo nakon otpočinjanja procesa. Postignuta je veoma povoljna emisija [142] produkata sagorevanja, sa veoma niskim sadržajem ugljen-monoksida (tabela 6.2).

Kako se sa dijagrama vidi (sl. 6.12.), temperature u sloju t_3 i t_4 su skoro međusobno iste u sva tri radna režima ponaosob, što ukazuje na dobru organizaciju sagorevanja u sloju. Temperatura neposredno uz površinu ekspaniranog sloja t_5 je nešto viša ali se ne razlikuje mnogo od temperatura t_3 i t_4 u sloju što ukazuje na to da se zona intenzivnog sagorevanja nalazi u sloju i tzv. „splash“ zoni. Međutim pri manjoj dubini uranjanja mlaznice (režim I) temperatura iznad ekspaniranog fluidizovanog sloja t_6 je viša od t_5 , temperature neposredno uz slobodnu površinu ekspaniranog sloja, što ukazuje da se proces sagorevanja goriva u ovom režimu, ipak odvija i u prostoru ložišta iznad fluidizovanog sloja, tj. da mehurovi ispunjeni smešom isparljivih komponenti goriva i vazduha napuštaju sloj pre potpunog sagorevanja goriva.

Utvrđeno je da dublje uranjanje mlaznice u FS daje stabilnije odvijanje procesa, odnosno povlači zonu intenzivnog sagorevanja dublje u sloj i smanjuje dogorevanje iznad sloja uz nešto više temperature u samom sloju (slika 6.8 i 6.12). Stoga je dublje uronjen položaj mlaznice u sloj usvojen za ispitivanje u režimu sagorevanja emulzije goriva i vode.

Emulzija, u odnosu 3,5l tečnog goriva i 1l vode (pri približno istom protoku vazduha za fluidizaciju), dala je takođe stabilan režim sa veoma sličnim temperaturnim profilom ali sa nešto nižim temperaturama, pri sličnom višku vazduha, kao kod režima

* $t_{sr} = \frac{t_3 + t_4 + t_5}{3}$, srednja temperatura sagorevanja u sloju

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

II (slika 6.11). Niže temperature su logična posledica povećanog sadržaja balasta-vlage i stoga, smanjenja toplotne moći goriva unetog u sloj.

Može se takođe primetiti da se u druga dva režima proces sagorevanja odvijao pri većem višku vazduha u odnosu na režim I. To se objašnjava činjenicom da su u režimu I zabeležene više temperature sagorevanja (temperatura iznad sloja t_6 je bila veća i od 910°C), dok su u ostala dva režima izmerene temperature bile niže. Izmereni viškovi vazduha približno odgovaraju viškovima vazduha pri teorijskim temperaturama sagorevanja tj. za uslove sagorevanja pri adijabatskim uslovima, što u eksperimentu i jeste slučaj s obzirom da nema odvođenja toplote iz sloja.

Utvrđeno je da dublje uranjanje mlaznice u fluidizovan sloj daje stabilnije odvijanje procesa, i u pogledu emisije CO (tabela 6.2.), a mešanje model goriva s vodom pored toga što dovodi do pomeranja zone intenzivnog sagorevanja dublje u sloj, dodatno smanjenje emisiju CO.

Eksperimenti sa model gorivom su omogućili da se definiše i dubina uranjanja mlaznice u sloj kao relativna visina $h/h_o = 0,3$ (sl. 6a) koja će se koristiti u eksperimentima sa realnim viskozim gorivima tj. TTG-om.

6.4 Ispitivanje sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice

U pogonima hladnih i toplih valjaonica Železare Smederevo za podmazivanje se koriste emulzije različitih ulja i masti pretežno životinjskog porekla, neravnomernog sastava, ali potencijalno znatne toplotne vrednosti.

6.4.1 Karakterizacija goriva - istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice

Rezultati tehničke analize goriva-istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice predstavljeni su u tabeli 6.3.

Tabela 6.3. Tehnička analiza i toplotna moć goriva

	Sa vlagom u analitičkom uzorku	Bez vlage	Bez vlage i pepela
Vlaga	13,21		
Pepeo	2,27	2,62	
Sumpor ukupni	0,72	0,83	
Koks	2,78	3,20	0,60
C-fix	0,51	0,59	0,60
Isparljivo	84,01	96,80	99,40
Sagorljivo	84,52	97,38	100,00
TOPLOTNA MOĆ GORIVA			

Gornja	kJ/kg	32133	37024	38018
Donja		29791*	34389	34922

Dalja ispitivanja će pokazati da će visok sadržaj volatila imati krucijalni uticaj na temperaturski profil po visini ložišta sa fluidizovanim slojem.

Rezultati fizičko-hemijskih ispitivanja uzoraka istrošenih ulja iz pogona hladne valjaonice dati u tabeli 6.4 nedvosmisleno pokazuju da je sadržaj metala, PCB[†]-a, PCDDs[‡]-a i PCDFs[§]-a višestruko manji od referentnih vrednosti koje se odnose na opasne materije te da se njegovo spaljivanje može tretirati kao sagorevanje klasičnih tečnih goriva.

Tabela 6.4. Sadržaj potencijalno štetnih materija po zdravlje u uzorku goriva**

Parametar	Izmerena vrednost	Referentna vrednost ^{††}
Sadržaj metala [mg/kg]		
Pb	1,2	1000
Cd	<0,3	60
Zn	22,3	5000
Cu	9,2	60000
Ni	28,1	3000
Cr	17,9	2500
Hg	<0,2	7
As	22,3	50
Ba	1,7	100000
Sb	<1,5	700
Co	<0,7	10000
Mo	0,7	9000
V	0,5	2000
Be	<0,004	30
Sn	4,9	-
Polihlorovani bifenili (PCB) [mg/kg]		
	<0,010	50
Lako isparljiva organska jedinjenja [mg/kg]		
Benzol	<0,01	
Toulen	<0,01	
Ksilol	<0,01	
Etilbenzol	<0,01	
Ukupno BTEX	<0,01	500
Polihlorovani dibenzo-p-dioksini (PCDDs) i polihlorovani dibenzofulani (PCDFs)		
	<5ng/kg	15µgTEQ/kg

* Donja toplotna moć je sračunata na osnovu elementarnog sastava mazuta, koji je kao gorivo najbližiji predmetnom gorivu.

† PCB-polihlorovani bifenili

‡ PCDDs-polihlorovani dibenzo-p-dioksini

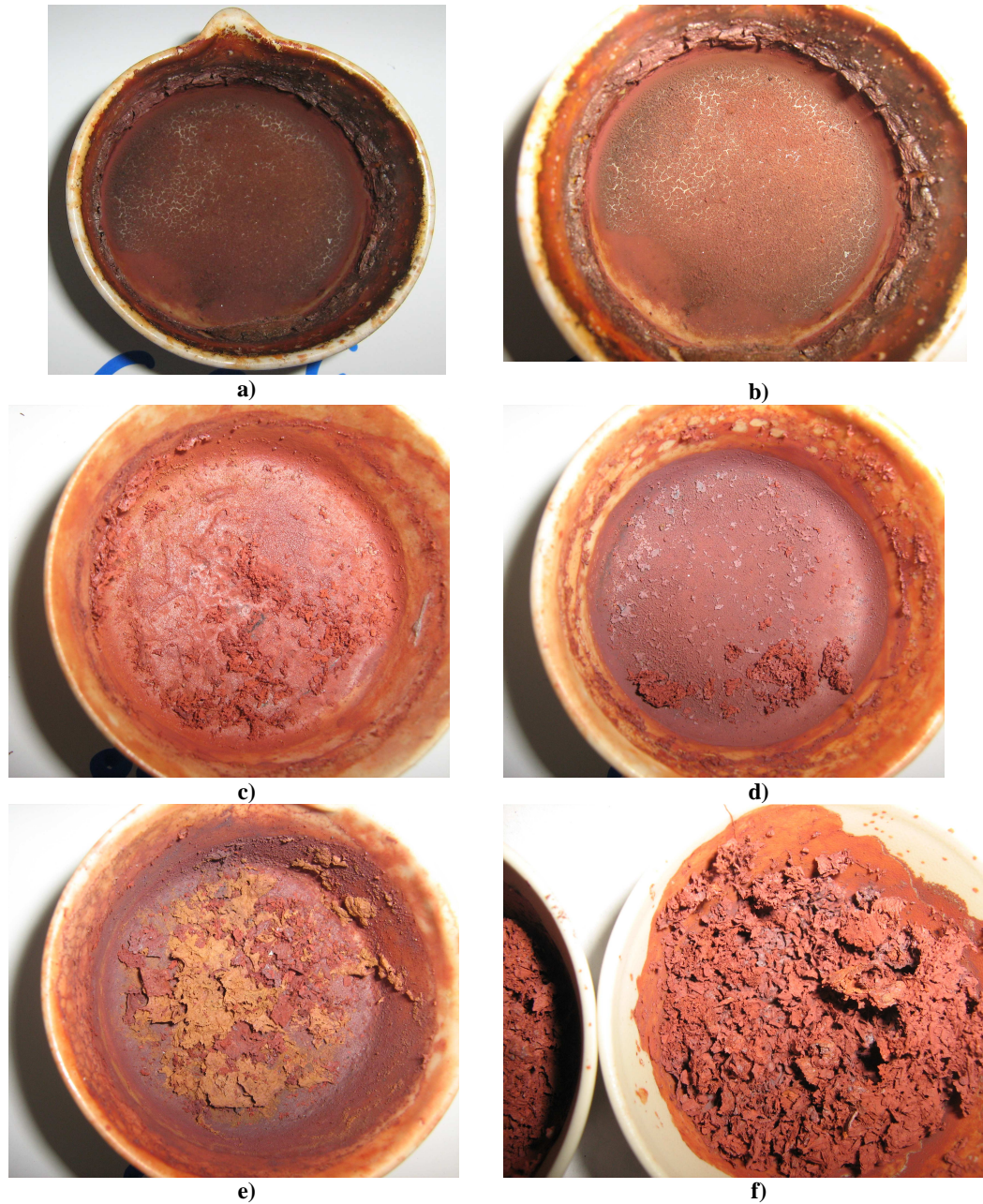
§ PCDFs-polihlorovani dibenzofulani

** Rezultate fizičko- hemijskih ispitivanja (Izveštaj o ispitivanju br. 11-1205) je dao Gradski zavod za javno zdravlje, Centar za higijenu i humanu ekologiju, Laboratorija za humanu ekologiju i ekotoksikologiju (Akr. Br. 01-036)

†† Referentne vrednosti se odnose na opasan otpad

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

U cilju ispitivanja karakteristika pepela sa aspekta mogućeg sinterovanja inertnog materija fluidizovanog sloja, uzorci goriva su postepeno žareni sa i bez prisustva aditiva, na 600°C i 815°C (slike 6.19 a ÷f).



Slika 6.19 Uzorak pepela goriva a) bez aditiva dobijen žarenjem na 600°C, b) bez aditiva dobijen žarenjem na 815°C, c) sa dodatih 2% aditiva dobijen žarenjem na 815°C, d) sa dodatih 3% aditiva dobijen žarenjem na 815°C, e) sa dodatih 5% aditiva dobijen žarenjem na 815°C, f) dobijen nakon stehiometrijskog sagorevanja goriva i žaren na 815°C

Komercijalni aditivi dodati u gorivo čak i u malim količinama 2÷5% su znatno uticali na rastresitost dobijenog pepela, što se jasno vidi sa fotografija 6.19 c ÷ e. Međutim, analiza uzoraka žarenog pepela dobijenog stehiometrijskim sagorevanjem istrošenih ulja i masti (sl. 6.19 f)*, je ukazala na to da dodavanje aditiva, prilikom termičke dezintegracije istrošenih emulzija, nije potrebno, s obzirom na rastresit karakter pepela i odsustvo tragova topljenja.

Tabela 6.5. Hemijski sastav pepela istrošenog ulja i masti iz hladne valjaonice

Fe_2O_3	SiO_2	CaO	MgO	MnO	Al_2O_3	K_2O	Na_2O	Ni	Cr	Cu	Zn	Pb	C	S	Mo	Ti	V	P_2O_5
%																		
73.54	3.72	3.18	0.45	0.22	4.68	0.25	0.41	0.23	0.14	1.16	0.32	0.037	1.52	0.37	0.02	0.047	0.02	4.53

Ovi zaključci su u skladu sa rezultatima hemijske analize pepela predmetnog goriva (tabela 6.5.), koji ukazuju na visok sadržaj ferioksida koji na pepeo deluju slično aditivima, tj. sprečavaju stvaranje niskotopivih eutektikuma. Pored toga pepeo uzorka sadrži male količine natrijumovih i kalijumovih oksida (Na_2O i K_2O) koji su inače odgovorni za niže temperature topljenja pepela, te je njihov uticaj na moguće sinterovanje pepela goriva sa inertnim materijalom sloja, pri ovoj koncentraciji veoma mali†. Stoga nije ispitivana topivost pepela uzorka.

6.4.2 Eksperimenti sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice

Ispitivano teško tečno gorivo (istrošena ulja i masti iz hladne valjaonice), nakon izvršene karakterizacije goriva, sagorevano je u FS u tri stacionarna režima:

- **Režim I**- gorivo u dostavnom stanju, bez dodavanja vode,
- **Režim II**- odnos goriva i vode 60%:40% (zapreminski udeli), i
- **Režim III**- odnos goriva i vode 50%:50% (zapreminski udeli).

Dubina uranjanja mlaznice je $h=0,3h_o$ (120mm od vrha pečurki distributora vazduha). Materijal sloja čini kvarcni pesak srednjeg prečnika $d_p=0,8mm$, nasipne gustine $\rho_b=1585 kg/m^3$. Aktivna visina sloja je $h_o=371mm$. Veća visina sloja u odnosu na eksperimente sa model gorivom-uljem, je izabrana zbog izražene isparljivosti goriva. Gorivo je homogenizovano konstantnim mešanjem električnom mešalicom i zagrejano

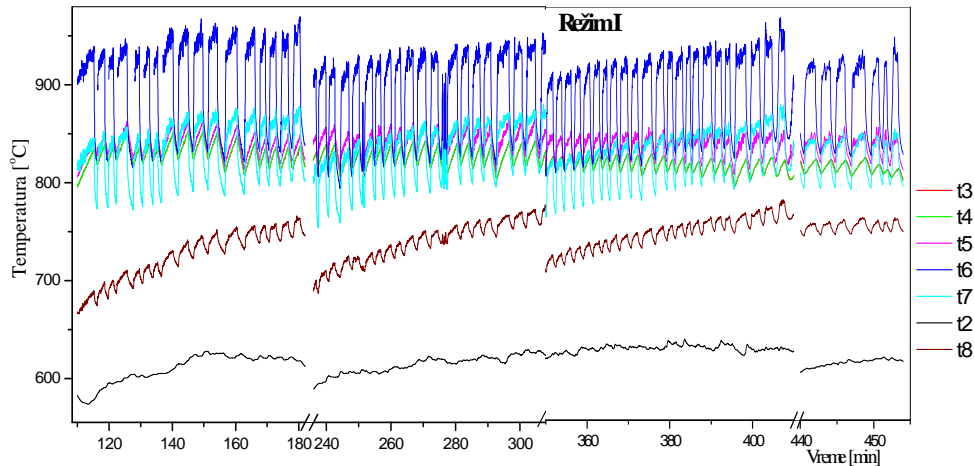
* Određena veća količina predmetnog goriva je najpre sagorena, pa se pepeo tako dobijen žario i analiziran uzorak žarenog pepela je pokazao rastresit karakter.

† $\Sigma=[Na_2 O+0,6589K_2O]\%=0.57\% \ll 2.5\%$ (2.5 % je vrednost za izraženu sklonost ka stvaranju naslaga odn. sinterovanju)

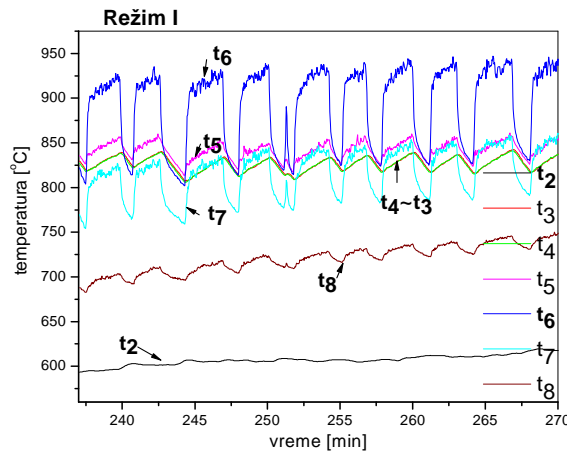
6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

do 70°C. Protoci goriva i koeficijenti viška vazduha za izabrane režime su dati u tabeli 6.7.

6.4.2.1 Režim I- radno gorivo, bez dodatka vode

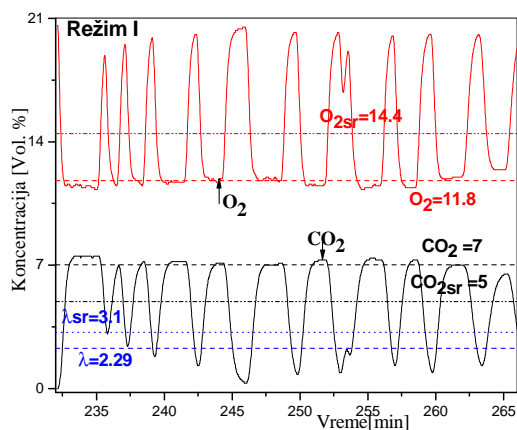


Slika 6.20 Dijagram toka eksperimenta u režimu I

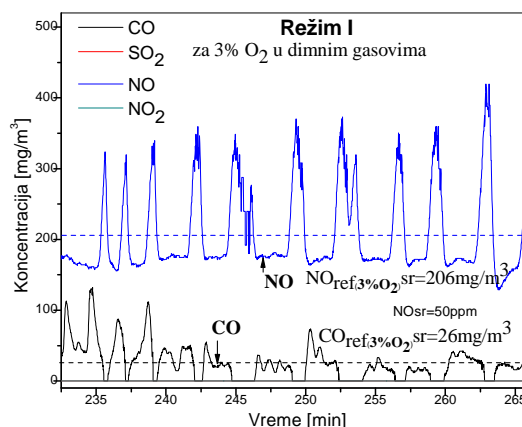


Slika 6.21 Temperature po visini ložišta u režimu I-reprezentivni interval

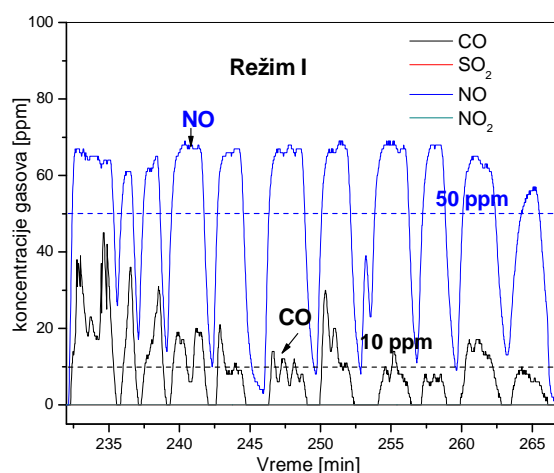
Protok u ovom eksperimentalnom režimu je regulisan “uključivanjem-isključivanjem” peristaltičke pumpe za doziranje goriva, pa vršna mesta/pikovi (slika 6.21, 6.22, 6.23), odgovaraju trenucima uključivanja odnosno isključivanja dozir pumpe (kvazistacionarni režim sagorevanja).



Slika 6.22 Režim I-koncentracije O_2 i CO_2 , i višak vazduha λ



Slika 6.23a) Režim I- Izmerene vrednosti koncentracija gasova CO , SO_2 i NO_x preračunate na 3% kiseonika [142]*



Slika 6.23b) Režim I- Izmerene vrednosti koncentracija gasova CO , SO_2 i NO_x u ppm

U trenutku isključenja dozir pumpe vrednost viška vazduha, naglo raste pa se u tim trenucima pri sagorevanju nedogorelog dela goriva javljaju više koncentracije NO_x zbog veće koncentracije vazduha u gorivoj smeši, na najvišim temperaturama u ložištu. Međutim ti pikovi nisu alarmantno visoki kao što se vidi sa slika 6.23a) i 6.23b). Istovremeno, pri maksimalnim vrednostima viška vazduha i emisije NO_x , zabeležene su minimalne vrednosti CO . U slučaju da se ekstreme vrednosti zanemare vrednosti koncentracije kiseonika i ugljen dioksida i viška vazduha λ imali bi usrednjene vrednosti $CO_2=7\%$, $O_2=11,8\%$ i $\lambda=2,29$ (slika 6.22). Višku vazduha $\lambda=2,29$ odgovara znatno viša temperatura sagorevanja pri adijabatskim uslovima $t_s=t_{adijabtsko}\approx 1000^\circ C$

* Svođenje rezultata merenja emisije, Član 8., $C_{ref} = \frac{21 - O_{2ref}}{21 - O_{2izm}} C_{izm}$, $C_{izm} \left[\frac{mg}{m^3} \right] = C_{izm} [ppm] \cdot \frac{M}{22.4}$

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

(sračunata iz elementarnog sastava goriva datog u tabeli 6.7a) što prevazilazi najvišu izmerenu temperaturu u ložištu u ovom režimu sagorevanja. Međutim usrednjenim izmerenim vrednostima koncentracija $\text{CO}_2=5\%$, $\text{O}_2=14,48\%$ i višku vazduha od $\lambda=3,1$, odgovara teorijska temperatura sagorevanja $t_s=t_{\text{adijabsko}}=843^\circ\text{C}$ (sračunata iz elementarnog sastava goriva - tabela 6.7a) i izmerenog viška vazduha). Sračunata temperatura sagorevanja je približno jednaka srednjoj izmerenoj temperaturi u ložištu od $(t_3+t_4+t_5+t_6)/4=846^\circ\text{C}$, što ukazuje na ostvarene povoljne parametre sagorevanja. Usrednjene vrednosti koncentracija CO i NO u dimnim gasovima (sl. 6.23a) i 6.23b)) ne prekoračuju zakonske norme.

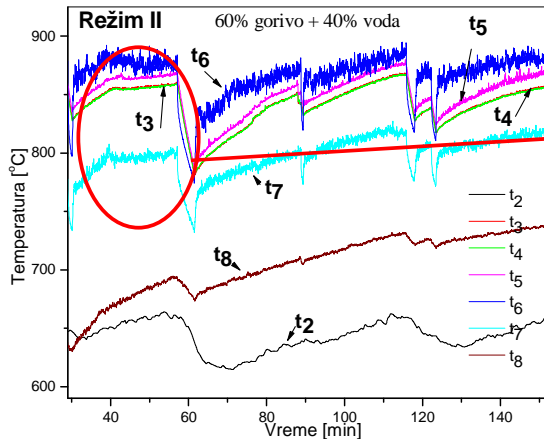
Tabela 6.7a) Elementarni sastav sveden na gorivu masu, vlaga i pepeo u radnom gorivu

Maseni udeo elemenata u čistom gorivu (bez vlage i pepela)	%
C	88,23
H	10,58
O	0,11
N	0,32
S	0,76
Σ	100
Vlaga	13,21
Pepeo	2,27
Hd	29791kJ/kg

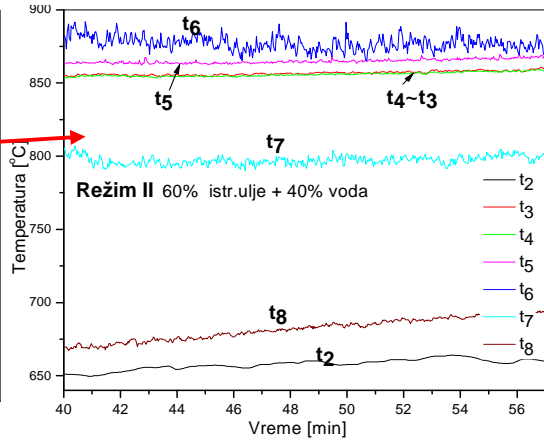
U režimu I u gorivo je dodato $2\%_{\text{mas}}$ aditiva da bi se sprečilo eventualno sinterovanje inertnog materijala fluidizovanog sloja. Nakon sagorevanja u sloju nije nađen sinterovan materijal, što je u skladu sa rezultatima sprovedene karakterizacije pepela (tabela 6.5). Iz ovog razloga u narednim režimima nije dodavan aditiv u gorivo.

6.4.2.2 Režim II- radno gorivo, pomešano sa vodom u odnosu 60%: 40%.

U toku ovog eksperimentalnog režima, kao i u sledećem, korišćena je dozir peristaltička pumpa sa frekventnom regulacijom protoka goriva. Period najstabilnijeg rada (slika 6.25) uzet je za analizu režima sagorevanja predmetnog goriva (slika 6.24).

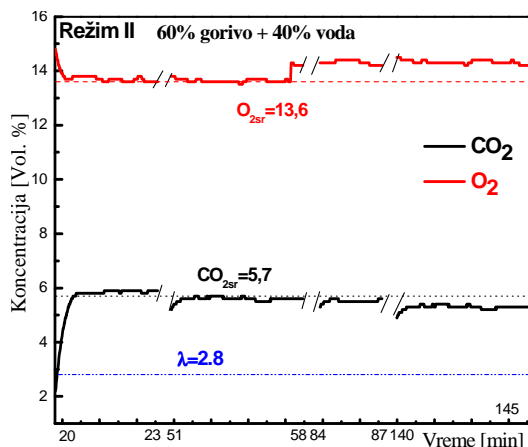


Slika 6.24 Dijagram toka eksperimenta u režimu II

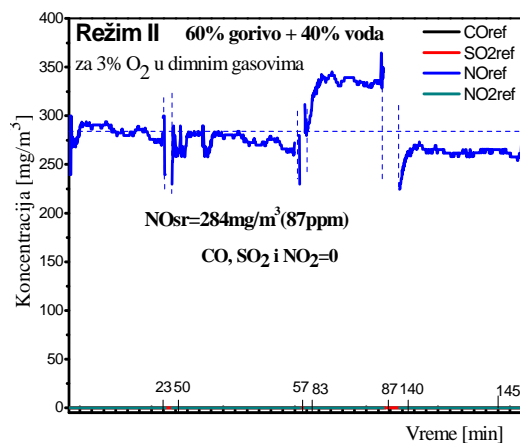


Slika 6.25 Temperature po visini ložišta u režimu II -reprezentivni intrval

Rezultati analize dimnih gasova uzorkovanih sa vrha ložišta predstavljeni su dijagramima (slike 6.26. i 6.27.)



Slika 6.26. Režim II-koncentracije O₂ i CO₂, i višak vazduha λ



Slika 6.27. Režim II- Izmerene vrednosti koncentracija gasova CO, SO₂ i NO_x preračunate na 3% kiseonika

Prekidi na dijagramima (slika 6.26. i 6.27.) odgovaraju trenutima periodičnog isključivanja analizatora gasa radi ispiranja elektrohemijjskih senzora. Za reprezentivni intrvel izmerene su vrednosti koncentracija CO₂=5,7%, O₂=13,5%, višak vazduha od λ=2,8 (slika 6.26), pri srednjoj izmerenoj temperaturi u ložištu od $(t_3 + t_4 + t_5 + t_6)/4 = 864^{\circ}C$. Za elementarni sastav goriva (tabela 6.7b) i izmeren višak vazduha od λ=2,8 može se sračunati teorijska temperatura sagorevanja $t_s = 863^{\circ}C$ koja je skoro identična izmerenoj srednjoj temperaturi u ložištu. Odavde se može zaključiti da su u režimu II ostvareni veoma povoljni parametri sagorevanja.

**6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA
POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS**

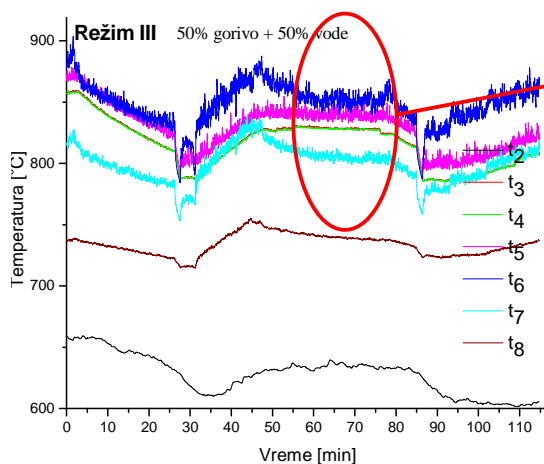
Tabela 6.7b Elementarni sastav goriva sveden na gorivu masu, vlaga i pepeo

sračunati za odnos goriva i vode (60:40)_{zapreminskih}=(57,6:42,4)_{masenih}

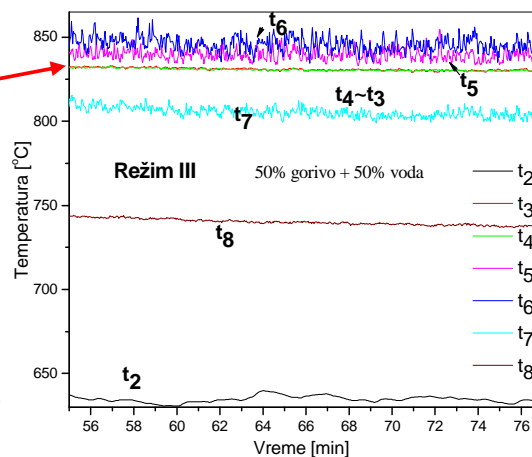
Maseni udeo elemenata u čistom gorivu (bez vlage i pepela)	%
C	88,23
H	10,58
O	0,11
N	0,32
S	0,76
Σ	100
Vlaga	50,01
Pepeo	1,31
Hd	18692kJ/kg

6.4.2.3 Režim III- radno gorivo, pomešano sa vodom u odnosu 50%: 50%.

Rezultati ovog eksperimentalnog režima predstavljeni su dijagramima na slikama 6.28÷6.31.

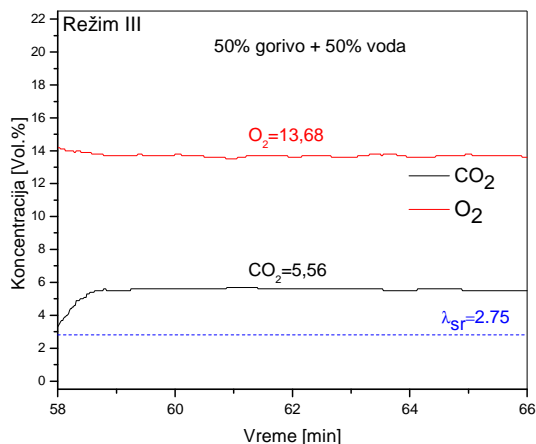


Slika 6.28 Dijagram toka eksperimenta u režimu III

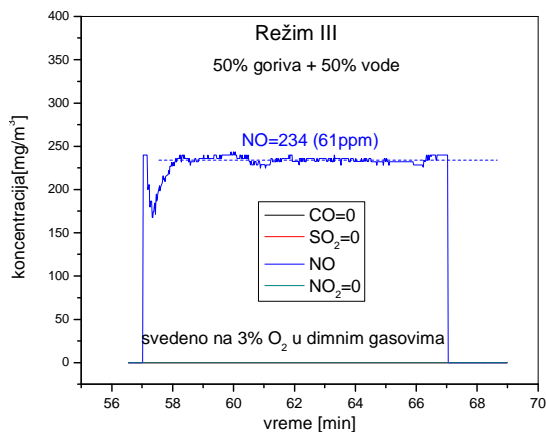


Slika 6.29 Temperature po visini ložišta u režimu III-reprezentativni intrval

Rezultati gasne analize (vrh ložišta) dati su dijagramima na slikama 6.30 i 6.31.



Slika 6.30. Režim III-koncentracije O₂ i CO₂, i višak vazduha λ



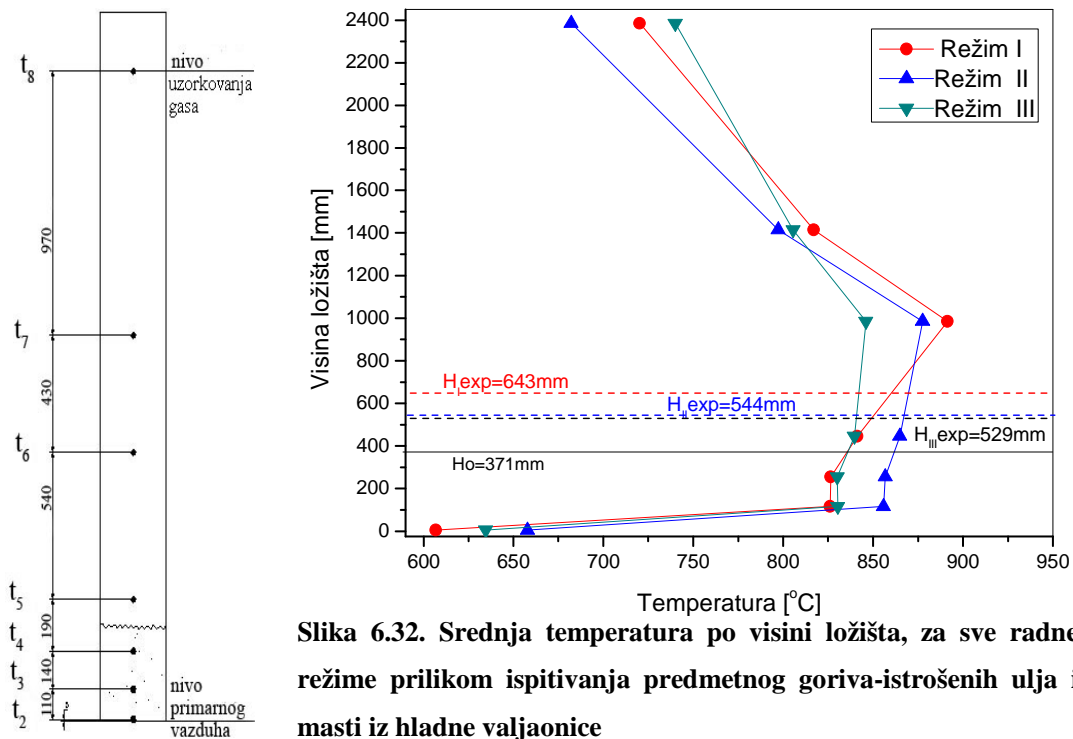
Slika 6.31. Režim III- Izmerene vrednosti koncentracija gasova CO, SO₂ i NO_x preračunate na 3% kiseonika

Izmerene vrednosti koncentracija CO₂=5,58%, O₂=13,68% odgovaju višku vazduha od λ=2.8 (slika 6.30) u reprezentativnom intervalu režima III. Prema izmerenoj vrednosti viška vazduha i na osnovu sastava goriva datog u tabeli 6.7c može se izračunati teorijska temperatura sagorevanja $t_s=t_{adijabsko}=833^{\circ}C$ koja je skoro identična srednjoj izmerenoj temperaturi u ložištu od $(t_3 + t_4 + t_5 + t_6)/4 = 834^{\circ}C$, pa možemo zaključiti da su ostvareno efikasno sagorevanje nekonvencijalnog goriva i u ovom režimu.

Tabela 6.7c Elementarni sastav goriva sveden na čistu gorivu masu, vlaga i pepeo sračunati za odnos goriva i vode (50:50)_{zapreminskih}=(48:52)_{masenih}

Maseni udeo elemenata u čistom gorivu (bez vlage i pepela)	%
C	88,23
H	10,58
O	0,11
N	0,32
S	0,76
Σ	100
Vlaga	58,34
Pepeo	1,06
Hd	15174kJ/kg

6.4.2.4 Zbirni prikaz rezultata eksperimenata za sva tri režima sagorevanja
istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice



Kako se sa dijagrama profila temperatura po visini ložišta vidi (slika 6.32), za sve režime temperature u sloju t_3 i t_4 su skoro iste što ukazuje na dobru organizaciju sagorevanja u sloju. Temperatura t_5 neposredno uz slobodnu površinu ekspaniranog sloja se ne razlikuje mnogo od temperatura t_3 i t_4 u sloju za sva tri režima, ali je ipak viša. Temperatura t_6 znatno iznad sloja je viša od temperatura u sloju t_3 , t_4 i t_5 i to znatno u režimu I (vrednosti t_6 za sva 3 režima respektivno su 891, 877 i 846°C), što znači da mehurovi ispunjeni smešom goriva i vazduha napuštaju sloj pre potpunog sagorevanja goriva u samom sloju, pa se zona intezivnog sagorevanja nalazi iznad sloja za sve radne režime, što i jeste karakteristika goriva sa visokim sdržajem volatila tj. isparivih sagorljivih materija. Trend da tečna visoko isparljiva goriva, naglo isparavaju pri ulasku u zagrejan FS i brzo prolaze kroz sloj bez adekvatnog mešanja sa vazduhom s posledicom premeštanja zone sagorevanja iz sloja na zonu iznad slobodne površine FS, je konstantovan u radovima više autora [10, 48, 51, 58, 59, 143].

Tabela 6.7. Radni parametri eksperimentalnog ložišta sa FS za sagorevanje istoršenih ulja i masti

Režim	Protok goriva [kg/h]	Temperatura aktivnog dela FS [°C]				Sastav gasa						λ	Protok primarnog vazduha [l/h]	Protok sekundarnog vazduha [l/h]	N [-]	W [%]	Max snaga ložišta [kW]
		t_2	t_3	t_4	t_5	CO ₂	O ₂	CO	SO ₂	NO	NO ₂						
						%		ppm									
I	4,2	607	826	826,6	841	5	14,4	10	0	50	0	3,1	126480	2780	4,9	13	35
II	5,26	657,8	855,9	856,7	864,9	5,7	13,5	0	0	87	0	2,8	75820	1800	3	50	27
III	6,33	634,6	830,3	830	839,6	5,6	13,7	0	0	61	0	2,8	68150	1800	2,5	58	27

Podaci potrebni za određivanje parametara fluidizacije i visinu ekspaniranog sloja su isti kao i u eksperimentu sa model gorivom sem sledećih vrednosti:

nasipna gustina sloja $\rho_b = 1585 \text{ kg/m}^3$

poroznost sloja u uslovima minimalne fluidizacije $\varepsilon_{mf} = 0,34$

protok vazduha za režim $\dot{m}_v = \begin{cases} \text{I} & 0,0423 \text{ kg/s} \\ \text{II} & 0,025377 \text{ kg/s} \\ \text{III} & 0,022808 \text{ kg/s} \end{cases}$

visina nasutog sloja $h_o = 371 \text{ mm}$

Tabela 6.8. Parametri fluidizacije za sva tri režima prilikom sagorevanja istrošenih ulja i masti

Režim	t_{sr}^* [°C]	ρ_f [kg/m ³]	$\mu_f \cdot 10^6$ [Pas]	$\nu_f \cdot 10^6$ [m ² /s]	Ar_{mf}	Re_{mf}	v_{mf}	v_f	N	ε_{mf}	Re	Ar	ε	H_{exp} [mm]
							[m/s]							
I	846,3	0,3155	45,45	144,06	1840,71	1,811	0,326	1,59	4,9	0,34	8,847	1840,7	0,619	643
II	863,8	0,3106	45,87	147,67	1779,23	1,752	0,323	0,95	3	0,34	5,173	1779,2	0,549	544
III	833,7	0,3191	45,15	141,49	1886,92	1,854	0,328	0,84	2,5	0,34	4,724	1886,9	0,531	523

Poređenjem temperaturskih profila za sve režime (slika 6.32), vidi se da smanjivanje brzine fluidizacije, odnosno stepena fluidizacije N (tabele 6.7. i 6.8.) i mešanje goriva sa vodom utiče na smanjenje razlika temperatura u sloju i neposredno iznad sloja (režim II i III). Mogući razlog za ujednačenje sagorevanje goriva pomešanog sa vodom je bolje raspršavanje goriva pri izlasku iz mlaznice zbog nagle ekspanzije usled promene faze voda-para pri ulasku u zagrejani fluidizovani sloj što potpomaže bolje raspršivanje kapljica goriva i dublji prodor mlaza dozirane smeše gorivo-voda. Pored toga što se mešanjem sa vodom dobija gorivo manje viskoznosti

* $t_{sr} = \frac{t_3 + t_4 + t_5}{3}$, srednja temperatura sagorevanja u sloju

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

istovremeno, povećavajući zapreminski protok smeše goriva i vode, koja naglo isparava prilikom doziranja goriva, (tabela 6.7, režim II i III) postiže se da mlaz dublje prodire u sloj omogućavajući bolje mešanje kapljica goriva sa kiseonikom iz sloja. Drugi mogući razlog, naveden od više autora [144-146] je da se mešanjem goriva sa vodom produžava vreme devolatilizacije, jer povećani sadržaj vlage odlaže trenutak izdvajanja gasova iz goriva. Drugim rečima, mešanjem goriva sa vodom i smanjenjem brzine fluidizacije praktično se produžava vreme boravka para goriva u sloju, ostvaruje se bolje mešanje sa kiseonikom pa manje volatila napušta sloj pre potpunog sagorevanja. Registrovan efekat povlačenje zona intenzivnog sagorevanja ka oblastima dublje ispod površine sloja prilikom sagorevanja tečnog goriva sa značajnim sadržajem vode, u odnosu na gorivo sa manjim sadržajem vlage potvrđuje rezultate numeričke simulacije prodora mlaza u FS, o čemu će u Poglavlju 7. biti više reči.

Osnovni razlog relativno visoke vrednosti viška vazduha λ u sva tri režima leži u tome što su temperature u sloju regulisane samo podešavanjem protoka goriva, a ne primenom toplotnog ponora, što je slučaj kod komercijalnih industrijskih postrojenja sa fluidizovanim slojem. Ako se zanemare gubici toplote kroz spoljnu izolaciju ložišta, sagorevanje u sloju se odvijalo u adijabatskim uslovima pa je srednja temperatura sagorevanja goriva u sva tri režima približno jednaka teorijskoj temperaturi sagorevanja koja se dobija iz elementarnog satava goriva, sadržaja vlage i pepela (tabela 6.7 a÷c) a za izmereni višak vazduha. U slučaju postojanja toplotnog ponora: uronjenog izmenjivača toplote u sloj, ili vodom hlađenog omotača ložišta ili u slučaju regulisanja temperature sloja recirkulacijom dimnih gasova, ista temperatura sloja mogla bi se postići i pri manjem višku vazduha.

Visok višak vazduha se pri sagorevanju lako isparivih tečnih goriva, koja pokazuju tendenciju sagorevanja u prostoru ložišta iznad sloja, i preporučuje [58] kako bi se smanjila emisija CO i omogućilo potpuno dogorevanje volatila.

U toku eksperimenta je ostvarena niska emisija štetnih gasova u produktima sagorevanja, prikazana usrednjenim izmerenim vrednostima u tabeli 6.9. Provera nivoa koncentracija gasova vršena je za različite referentne nivoe koncentracije kiseonika (3%, 7% i 11%) jer u slučaju sagorevanja ove vrste goriva nije najasniji merodavan referentni nivo O₂.

Tabela 6.9. Srednji sadržaj štetnih gasova u produktima sagorevanja istrošenog ulja u ložištu sa FS

Referentne vrednosti O ₂ [%]*	Režim	Izmerene vrednosti [$\frac{mg}{m^3}$]			Referentne vrednosti [$\frac{mg}{m^3}$] [142]		
		CO	NO	NO(svedeno na NO ₂) [†]	CO	NO(svedeno na NO ₂)	
3	I	26	206	316	250	450	
	II	≈0	284	435			
	III	≈0	234	359			
7	I	20	160	245		1000	
	II	≈0	220	337			
	III	≈0	182	279			
11	I	14	114	175			500
	II	≈0	157	241			
	III	≈0	129	198			

Srednja vrednost koncentracija CO i NO u dimnim gasovima je u svim slučajevima znatno niži od standardom dozvoljenih referentnih vrednosti, sem za vrednost koncentracije NO u režimu II koja je bliska ali ipak niža od referentne vrednosti. Srednje vrednosti koncentracija NO u režimima I, II i III (tabela 6.9) odgovaraju srednjim vrednostima viška vazduha λ . Dakle, u realnim uslovima, kada je dotok goriva konstantan i λ manje, i koncentracija NO će biti još manja. Dodatno, koncentracija azotnih oksida se efikasno smanjuje recirkulacijom dimnih gasova uz smanjenje viška vazduha, ili jednostavnim ubacivanjem amonijaka u sloj. Uopšte, na osnovu izmerenog sastava gasova iz tabele 6.7. može se zaključiti da se dodavanjem vode u gorivo povećava emisija azotnih oksida, a smanjuje koncentracija CO. To se može objasniti činjenicom da CO iz sloja redukuje NO na elementarni N₂: $2CO + 2NO \rightarrow 2CO_2 + N_2$. Pri nižim vrednostima CO, manje je CO raspoloživo za redukciju NO pa je i zato emisija NO veća [10,147].

* Referentna vrednost O₂ za ložišta sa sagorevanjem:

1. u fluidizovanom sloju 7%,
2. biomase/biogorivo 11% i
3. tečnih i gasovitih goriva 3%.

[†] $NO_{2 \text{ ukupno}} = NO_2 + NO \cdot M_{NO_2} / M_{NO}$, NO₂ ukupno - ukupni oksidi azota izraženi kao NO₂, M_{NO₂} - molarna masa NO₂, M_{NO} - molarna masa NO

6.4.2.5 Ispitivanje sastava inertnog materijala fluidizovanog sloja

Nakon sagorevanja predmetnog goriva u tri dugotrajna stacionarna režima dobijen je sledeći tabelarno predstavljeni hemijski sastav pepela i peska (tabela 6.10.). Čestice sakupljene na mestima separacije čvrstih čestica, po toku dimnih gasova, sadrže sve manje SiO₂, odnosno peska, uz povećanje sadržaja ferioksida u pepelu, tako da se na kraju procesa izdvajanja čestica iz dimnih gasova dobija fin leteći pepeo sa malim sadržajem peska iz sloja i visokim sadržajem Fe₂O₃, koji se može ponovo vraćati u proces proizvodnje čelika.

Tabela 6.10. Sastav inertnog materijala FS nakon dugotrajnog sagorevanja u sloju

Uzorak	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MgO	Al ₂ O ₃	K ₂ O	Na ₂ O	SO ₃	TiO ₂	P ₂ O ₅
	%									
<i>Pesak sloja</i>	0,98	94,98	1,12	0,12	0,28	0,19	0,28	0,039	0,10	0,50
<i>Separator I</i>	6,96	81,68	2,38	0,48	2,01	0,77	0,2	0,25	0,21	0,65
<i>Separator II</i>	16,25	41,04	14,34	1,93	9,76	3,13	0,68	3,13	0,42	0,62
<i>Ciklon</i>	53,19	12,85	8,67	1,32	4,56	0,76	0,56	2,30	0,34	0,41

Mali sadržaj oksida natrijuma i kalijuma u sloju, potvrđuje zanemarljivu mogućnost sinterovanja materijala sloja i nepotrebnost korišćenja aditiva.

6.5 Ispitivanje sagorevanja naftnog mulja

Sirova nafta u svom sastavu, pored određenog sadržaja nečistoća (vode i mineralnih primesa) koje su karakterična za sva fosilna goriva, sadrži i veoma teške frakcije ugljovodonika tzv. smole koje se talože na dnu rezervoara sirove nafte i ne samo da smanjuju kapacitet i predstavljaju neizbežnu teškoću u celokupnom procesu manipulacije naftom, već sadrže i štetne materije po zdravlje ljudi, tako da tretman naftnog taloga* mora biti u skladu sa svim važećim propisima iz domena zaštite životne sredine. Upravo zbog napred navedenog, ispitivani uzorak naftnog taloga u ovom eksperimentu je u odnosu na druga ispitivana tečna goriva imao zahtevniju pripremu koja je podrazumevala zagrevanje i filtraciju taloga (kroz sito od 4 mm) od najgrubljih mehaničkih nečistoća, mešanje sa vodom, homogenizaciju i zagrevanje pripremljene emulzije i transportovanje grejanim dozirnim crevima u cilju sprečavanja stinjavanja i

* U daljem tekstu naftni talog je isto što i teško tečno gorivo ili skraćeno TTG.

zapušavanja unutar dozir linije. Osim toga, mlaznica je hladena vodom kroz spoljnu koaksijalnu cev mlaznice, a ne vazduhom kao u ostalim eksperimentima.

6.5.1 Karakterizacija uzoraka- naftnog mulja (taloga)

Uzorci za ispitivanje pogodnosti sagorevanja naftnog mulja uzeti su iz deponija za njihovo privremeno skladištenje koji se nalaze u okviru Rafinerije nafte Pančevo. Hemijska analiza uzoraka, u cilju određivanja sadržaja štetnih materija u gorivu, obavljena je u hemijskoj laboratoriji Rafinerije nafte Pančevo, i pokazala je sledeće:

- Sadržaj ugljovodonika je veoma visok i prelazi vrednost od 20 g/kg (ova vrednost predstavlja graničnu vrednost za ukupne ugljovodonike u otpadu, prema "H13-Kriterijuma: propisana ograničenja -Ukupan sadržaj lužina, tečnosti", 2001 Savezna agencija za zaštitu životne sredine-Austrija);
- Sadržaj žive je veoma visok i prelazi 7mg/kg (ova vrednost predstavlja graničnu vrednost za živu u otpadu, prema EPA propisima o određivanju karakteristika otpada, 1998.);
- Sadržaj arsena prelazi 50mg/kg (ova vrednost predstavlja graničnu vrednost za arsen u otpadu, prema EPA propisima o određivanju karakteristika otpada, 1998.);
- Sadržaj cinka prelazi 5000mg/kg (ova vrednost predstavlja graničnu vrednost za cink u otpadu, prema EPA propisima o određivanju karakteristika otpada, 1998.);
- Sadržaj polinuklearnih aromatskih ugljovodonika (PAU) prelazi 100mg/kg (ova vrednost predstavlja graničnu vrednost za PAU u otpadu, prema "H13-Kriterijuma: propisana ograničenja -Ukupan sadržaj lužina, tečnosti", 2001 Savezna agencija za zaštitu životne sredine-Austrija i UNEP/CHW/TWG/19/10 Doc 4,2001.);
- BTX prelazi 500mg/kg (ova vrednost predstavlja graničnu vrednost za BTX u otpadu, prema "H13-Kriterijuma: propisana ograničenja -Ukupan sadržaj lužina, tečnosti", 2001 Savezna agencija za zaštitu životne sredine-Austrija i UNEP/CHW/TWG/19/10 Doc 4,2001.).

Naftni talog (TTG), iako problematičan zbog štetnih materija koje sadrži u sebi, ima karakteristike goriva, pošto je njegova toplotna moć viša od toplotne moći većine domaćih ugljeva. Stoga je jedino trajno rešenje za njegovo uklanjanje termička dezintegracija istog na ekološko prihvatljiv način uz efikasno iskorišćenje energije

**6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA
POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS**

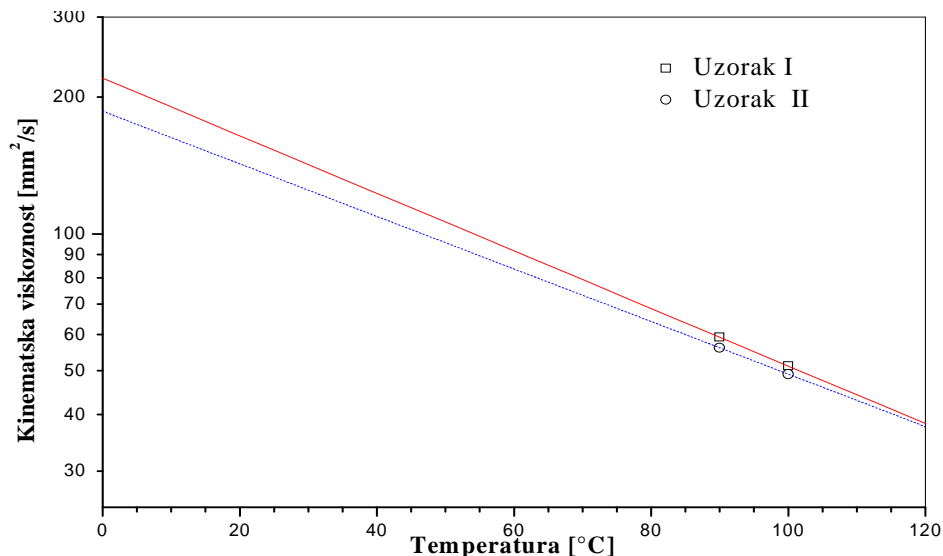
TTGa, što nameće tehnologiju sagorevanja u fluidizovanom sloju, uz prihvatljivu tehnologiju odlaganja/iskorišćenja pepela nastalog prilikom sagorevanja.

Radi karakterizacije ovog goriva, urađena je tehnička analiza, gornja toplotna moć goriva kao i vizuelna ocena viskoznosti goriva na temperaturama 40°C, 60°C i 80°C.

Tabela 6.11. Tehnička analiza i toplotna moć goriva-naftnog mulja

	Sa vlagom u analitičkom uzorku	Bez vlage	Bez vlage i pepela
Vlaga	45,77		
Pepeo	23,37	43,09	
Sumpor ukupni	2,20	4,06	
Koks	25,14	46,36	5,74
C-fix	1,77	3,26	5,74
Isparljivo	29,09	53,64	94,26
Sagorljivo	30,86	56,91	100,00
TOPLOTNA MOĆ GORIVA			
Gornja	kJ/kg	11417	21055
Donja		11260	20764

Prilikom zagrevanja naftnog mulja u vodenom kupatilu na temperaturama od 40°C i 60°C registrovane su male promene mase uzorka, dok su na temperaturi od 80°C promene znatnije i masa uzorka se ne ustaljuje ni nakon 8^{30h}. Na ovoj temperaturi uzorak je tečan, dok je na temperaturama 40 i 60°C jako viskozan i gust.



Slika 6.33. Promena viskoznosti goriva u zavisnosti od temperature goriva

Za dva uzorka, uzeta iz taložnika sirove nafte Rafinerije nafte Pančevo, određene su viskoznosti na temperaturama 90°C i 100°C (slika 6.33). Ispitivanja viskoznosti su izvršena na Mašinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu.

Tabela 6.12. Viskoznost naftnog mulja

	Temperatura [°C]	Kinematska viskoznost [mm ² /s]
Uzorak I	90	59,2
	100	51,16
Uzorak II	90	56,1
	100	49,1
Srednji uzorak	90	57,65
	100	50,13

Viskoznost utiče na finoću i homogenost raspršivanja goriva i to tako da što je viskoznost goriva niža, to je manji prečnik raspršene kapi na izlazu iz mlaznice ali je manja dubina prodiranja mlaza u FS. Oba uzorka imaju slične viskoznosti, koje su najbližije viskoznosti teškog ulja za loženje*.

Analiza pepela goriva – mulja iz rezervoara sirove nafte data je tabelarno (tabela 6.13). S obzirom na veoma visok sadržaj kiselih oksida SiO₂ i Al₂O₃, pepeo ovog goriva ne bi trebalo da pokazuje sklonost ka sinterovanju sa inertnim materijalom sloja, pa temperatura topljenja pepela uzorka naftnog taloga nije određivana.

Tabela 6.13. Hemijska analiza pepela

Fe ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MgO	Al ₂ O ₃	K ₂ O	Na ₂ O	TiO ₂	P ₂ O ₅	Mn	B	Zn	Cu	Pb	Hg	Se	As	Cr
%									g/kg				mg/kg				
17,5	42	8,6	0,53	19,6	1,5	5,5	0,49	0,1	0,81	0,87	0,73	0,23	0,53	< 0,1	12,4	12,8	< 0,1

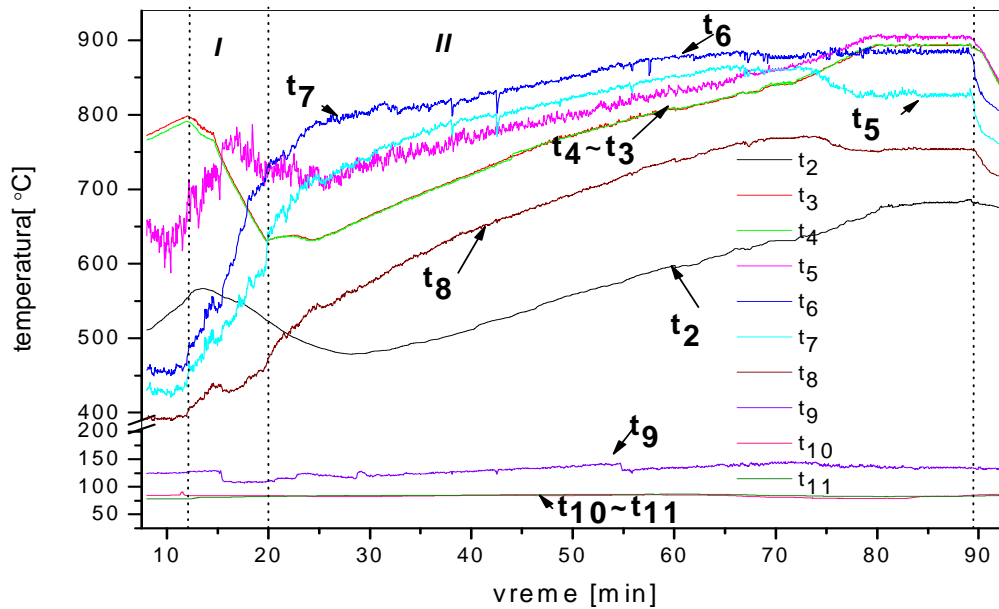
6.5.2 Eksperimenti sagorevanja naftnog mulja

Ispitivani uzorak goriva dodatno je pomešan je s vodom, kako bi mu se smanjila viskoznost i olakšalo doziranje i to u odnosu gorivo: voda=40%:60%_{masenih}. Materijal sloja bio je kvarcni pesak srednjeg prečnika $d_p=0,8$ mm nasipne gustine $\rho_b=1475$ kg/m³, a visina sloja $h_o=333$ mm. Dubina uranjanja mlaznice je $h=0,3h_o$ (95 mm od vrha pečurki distributora vazduha). Mešavina mulj/voda je homogenizovana mešanjem električnom mešalicom i zagrejana do 85°C.

Reprezentativni rezultati ispitivanja predstavljeni su dijagramima 6.34.÷ 6.38.

* HFO-heavy fuel oil (M-100); $v_{HFO,100°C}=45,3$ mm²/s (cSt), $v_{HFO,100°Cmax}=50$ mm²/s (cSt), prema GOST 1085-99 i ASTM D 445

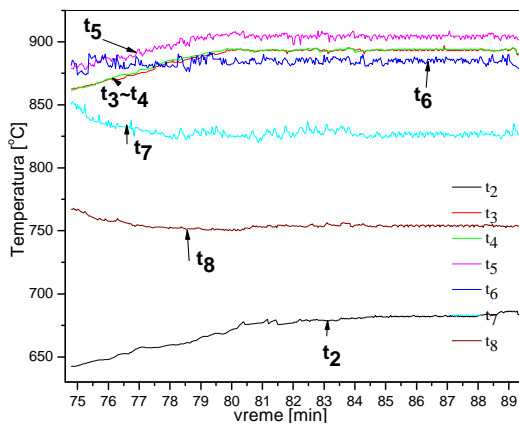
**6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA
POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS**



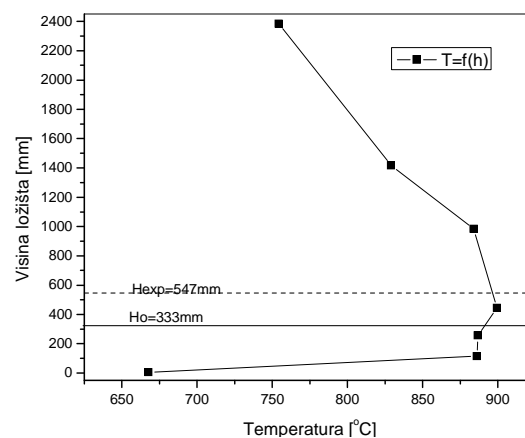
Slika 6.34. Izmerene temperature u ložištu sa fluidizovanim slojem za režim sagorevanja emulzije goriva i vode u odnosu 40/60

U ovom eksperimentu t_{10} i t_{11} su temperature u dozirnim crevima, a faze eksperimenta označene rimskim brojevima na dijagramu 6.34 su sledeće:

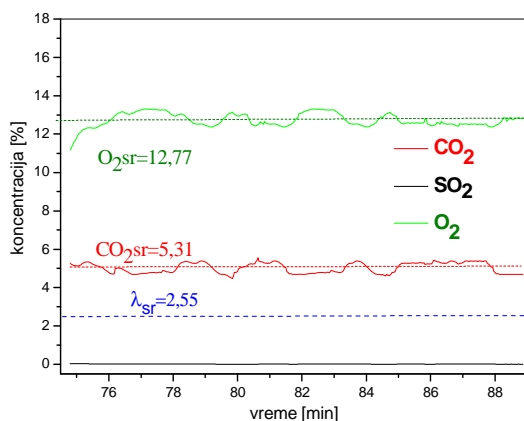
- *I* sagorevanje samo predmetnog goriva
- *II* sagorevanje predmetnog goriva uz podršku gasa



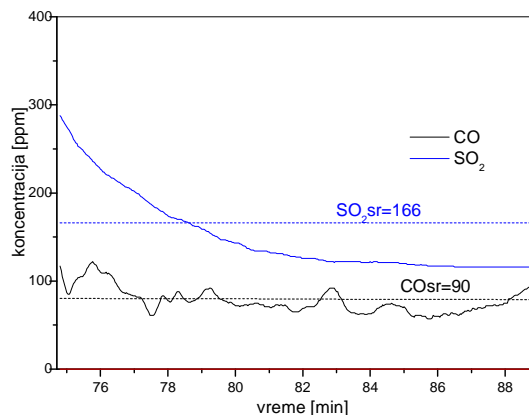
Slika 6.35. Rezentne vrednosti temperatura pri sagorevanju goriva uz podršku gasa



Slika 6.36. Srednja temperatura po visini ložišta prilikom sagorevanja mulja/taloga iz rezervoara sirove nafte



Slika 6.37. Izmerene koncentracije O₂ i CO₂ za režim sagorevanja emulzije naftnog mulja i vode uz podršku gasa



Slika 6.38. Izmerene koncentracije SO₂ i CO za režim sagorevanja emulzije mulja i vode uz podršku gasa

Tabela 6.14. Ukupni parametri sagorevanja mulja iz rezervoara sirove nafte u eksperimentima u ložištu sa FS, u stacionarnim režimima rada

slučaj	Maseni protok goriva [kg/h]	Temperatura aktivnog dela FS [°C]				Sastav gasa				λ	Protok primarnog vazduha [l/h]	Protok sekundarnog vazduha [l/h]	N [-]	W [%]	Max snaga ložišta [kW]
		t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	CO ₂	O ₂	CO	SO ₂						
						%									
<i>I</i> proračun	13,7	t _s =692				6,2	12,98	-	0,06	2,55	48884	-	1,5	78	11,5
<i>II</i> merenje	13,7 mulj+voda 2,61 gas	660	882	886	899	5,31	12,77	0,009	0,0166	2,55	128133	2650	5,1	66	44
<i>III</i> proračun	13,7	t _s =899				5,89	13,38	-	0,06	2,68	131109	-	5,2	46	43

U izabranom uzorku naftnog taloga bilo je 45,77 %_{mas} vode i 23,37 %_{mas} pepela, ali zbog poteškoća sa doziranjem on je mešan sa dodatnom količinom vode (slučaj *I*, tabela 6.14). Obradenom uzorku je dodato 60% vode na ukupnu masu goriva, tako da su efektivni maseni udeli vlage i pepela u gorivu koje je dozirano u ložište, bili: 78,31% i 9,35%, respektivno, (slučaj *I*, tabela 6.15). Ovakvo gorivo je vrlo teško sagorevati, čak i u fluidizovanom sloju, bez podrške dodatnog visokokaloročnog goriva, kao što se može videti iz proračunatih podataka, prikazanih u tabeli 6.14, pod *I* (gde bi se za isti višak vazduha, kao u slučaju *II*, ostvarila niska temperatura sagorevanja < 700⁰C). Zbog toga je korišćena smeša propana i butana, protoka od 2,608 kg/h kao podrška sagorevanju

**6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA
POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS**

13,7 kg/h datog goriva sa visokim sadržajem vode (slučaj **II**, tabela 6.14). Ova smeša TTG-a i gasa je stabilno sagorevala, a u stacionarnim uslovima su zabeležene usrednjene vrednosti prikazane pod **II** u tabeli 6.14. Kao što se iz date tabele vidi, smeša naftnog mulja (sa visokim sadržajem vode) i gasa, sa efektivnim sadržajem vode od 65,78 mas% vode i 7,85 mas% pepela (tabela 6.15., slučaj **II**) stabilno sagoreva na temperaturama oko 900 °C, uz veoma nisku koncentraciju CO u produktima sagorevanja. Ukoliko bi se u obzir uzeli protoci i vrednosti toplotne moći gasa i naftnog mulja, kao i toplotnu vrednost ekvivalentnog goriva **II** (tabela 6.15), može se zaključiti da je energetska učinkovitost i ovako “razvodnjenog” naftnog mulja 24% od ukupnog energetskega učinka ekvivalentnog goriva, što znači da se pri sagorevanju ove emulzije naftnog taloga i vode može supstituisati 24% energije koja bi se za istu snagu kotla morala dobiti od nekog komercijalnog fosilnog goriva, u ovom slučaju gasa.

Originalan uzorak naftnog taloga je, kao što je već rečeno, zbog poteškoća sa doziranjem mešan sa dodatnom količinom vode, ali da je doziranje TTG u ložište bez dodatne količine vode uspelo (što bi na većim postrojenjima sigurno bilo moguće), tada bi ono takođe stabilno sagorevalo, kao što to pokazuju računski podaci, dati u tabeli 6.14, pod **III**.

Tabela 6.15 Elementarni sastav predmetnog goriva sračunat na čistu gorivu masu, vlaga i pepeo (sračunati na radnu masu) sva tri režima

Maseni udeo elemenata u čistom gorivu (bez vlage i pepela)	I	II	III
	%		
C	86,89	83,4	86,89
H	10,42	13,83	10,42
O	0,1	0,5	0,1
N	0,31	0,5	0,31
S	2,29	1,77	2,29
Σ	100	100	100
Vlaga	78,31	65,78	45,77
Pepeo	9,35	7,85	23,37
Hd	3043 kJ/kg	9625 kJ/kg	11357kJ/kg

Podaci potrebni za određivanje parametara fluidizacije i visinu ekspaniranog sloja, su isti kao i u prethodnim eksperimentima sem za navedene parametre :

$$\begin{aligned}
 &\text{nasipna gustina sloja} && \rho_b = 1475 \text{ kg/m}^3 \\
 &\text{poroznost sloja u uslovima minimalne fluidizacije} && \varepsilon_{mf} = 0,34 \\
 &\text{protok vazduha za režim} && \dot{m}_v = \begin{cases} \text{I} & 0,016305 \text{ kg/s} \\ \text{II} & 0,042861 \text{ kg/s} \\ \text{III} & 0,042854 \text{ kg/s} \end{cases} \\
 &\text{visina nasutog sloja} && h_o = 333 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

Tabela 6.16. Parametri fluidizacije za sva tri režima prilikom nagnog taloga

Režim	t_{sr} [°C]	ρ_f [kg/m ³]	$\mu_f \cdot 10^6$ [Pas]	$\nu_f \cdot 10^6$ [m ² /s]	Ar_{mf}	Re_{mf}	v_{mf}	v_f	N	ϵ_{mf}	Re	Ar	ϵ	H_{exp} [mm]
							[m/s]							
I*	692	0,36594	41,55	113,545	2554,68	2,48	0,352	0,52	1,5	0,3854	3,67	2554,7	0,471	386,5
II	889 [†]	0,3039	46,478	152,937	1695,63	1,673	0,32	1,65	5,1	0,3854	8,6234	1695,6	0,626	547
III*	899	0,30131	46,716	155,041	1664,12	1,643	0,3183	1,66	5,2	0,3854	8,578	1664,1	0,627	549

Sa dijagrama (Slika 6.35 i 6.36) se vidi da se sagorevanje s obzirom na proračunatu visinu ekspaniranog sloja, odvija unutar fluidizovanog sloja. Za razliku od slučaja sagorevanja istrošenih ulja i masti temperatura u zoni zapljuskivanja sloja t_5 je viša od temperature t_6 - znatno iznad sloja, što ukazuje da zona sagorevanja locirana u sloju i zoni rasprskavanja mehurova. Mešanje ovog goriva s vodom ima isti efekat na poboljšanje raspršivanja goriva na izlazu iz mlaznice u fluidizovani sloj i produženje rezidentnog vremena kao i u prethodnim eksperimentima (poglavlje 6.4.2.4.).

6.6 Uporedno ispitivanje sagorevanja ulja i glicerina

Ograničene rezerve fosilnih goriva i njihov uticaj na efekat „staklene bašte“ dovele su do intenziviranja proizvodnje i potražnje biodizela. Glavni nusproizvod proizvodnje biodizela (iz transesterifikacije i esterifikacija biljnog ulja) je glicerol. Od polazne sirovine za dobijanje biodizela, napr. iskorišćenih jestivih ulja, 10% masenih otpada na glicerol [148], tj uz svaki proizvedeni gallon biodizela dobija se 0.3 kg sirovog glicerina[‡]. Uprkos brzom tempu komercijalizacije proizvodnje biodizela, postoji i nekoliko ključnih izazova koji se moraju efikasno rešiti, a jedan od problema je i prezasićenost tržišta glicerolom, čija proizvodnja prevazilazi potrebe kozmetičke i farmaceutske industrije. Stoga se predviđa postepeno smanjenje njegove tržišne cene kao i intenziviranje istraživanja vezana za ekonomsku primenu tehničkog glicerina, ne bi li se na taj način smanjila cena proizvodnje biodizela sa jedne, uz rešavanje problema nagomilavanja viška glicerina, s druge strane. Zbog svega navedenog, ova supstanca se može koristiti kao "alternativno" gorivo. Korišćenje alternativnog goriva treba da bude ekonomski opravdano - troškovi nabavke goriva treba da budu razumni i treba

* proračun

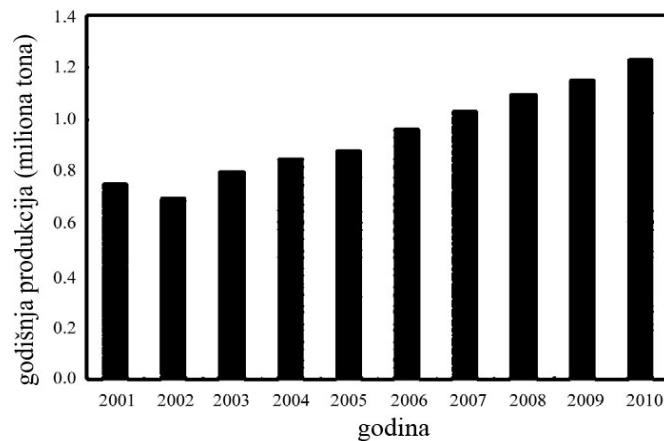
[†] $t_s = \sum_3^5 t_i / 3$

[‡] gallon = 3.7854118l, $\rho_{dizela} = 880 \text{ kg/m}^3 \rightarrow m_{dizela} = 3.78 \cdot 880 \cdot .001 = 3326 \text{ kg}$

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

obezbediti kontinuitet snabdevanja, što je u slučaju predviđenog globalnog nivoa proizvodnje biodizela zadovoljeno (vidi sliku 6.39.).

U ovom delu rada dato je uporedno ispitivanje sagorevanja jestivog ulja i glicerina, kao predstavnika homogenih tečnih goriva sa niskim sadržajem balasta-vlage i pepela. Pri tome ova goriva su tečljiva na sobnoj temperaturi pa ih nije potrebno prethodno zagrevati.



Slika 6.39. Godišnja proizvodnja glicerina u svetu [149]

Osnovne karakteristike homogenih tečnih goriva ulja i glicerina date su u tabeli 6.17. Potrebno je napomenuti i to da sastav sirovog glicerina dobijenog iz biodizela zavisi od karakteristika biosupstance iz koje se dobija biodizel [150].

Tabela 6.17. Termičko-fizičke karakteristike jestivog ulja i glicerina

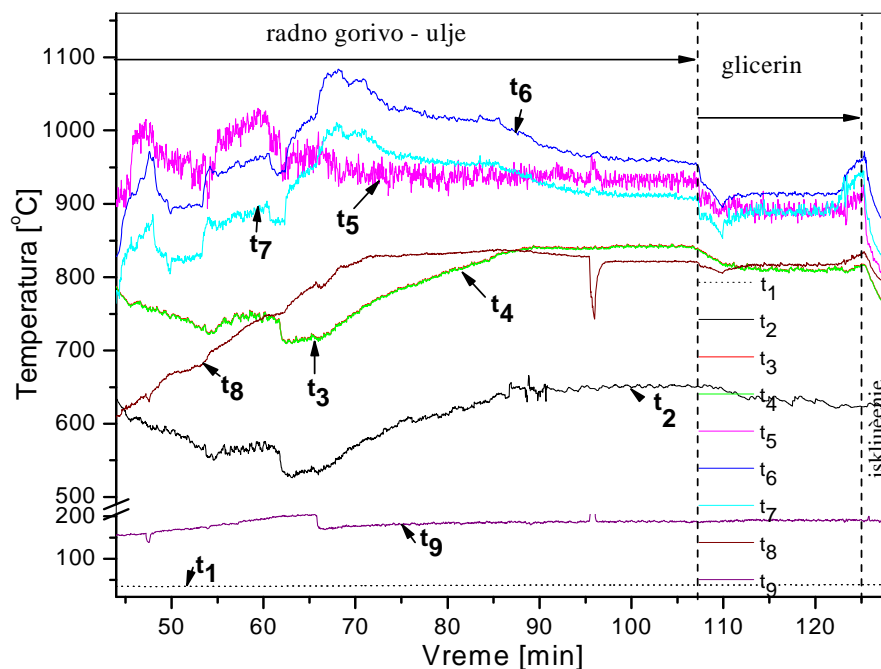
Gorivo	Suncokretovo ulje	Glicerin	
		tehnički čistoće 99,5%	dobijen iz proizvodnje biodizela
Donja toplotna moć [mJ/kg]	37,1	17	24,1
Kinematska viskoznost na 15°C [mm ² /s]	80,3	119	137
Gustina na 15°C [kg/m ³]	930	1261	1057
Tačka paljenja [°C]	314	160	
Temperatura samopaljenja [°C]	357	204	
Temperatura stinjanja [°C]	-15	-	
Specifična toplota [kJ/kg,K]	1,67	2,43	
Viskoznost [Pas]	0,057 _(25 °C)	1,5 _(20 °C)	
Vlaga [%]	0,1	-	-
Pepeo [%]	0	-	1,20
Isparljivo	99,17	-	96,57
Koks [%]	0,73	-	2,23
C [%]	77,6	39,1	58,20
H [%]	11,5	8,7	10,58

S [%]	0	-	0,01
N [%]	0	-	0,19
O [%]	10,9	52,2	29,82

U ovom eksperimentu je korišćen tehnički glicerol. Tehnički glicerol ne spada u supstance opasne po zdravlje ljudi, biorazgradiv je, spada u zapaljive supstance - pare glicerola su teže od vazduha pa se sa vazduhom pravi zapaljiva smeša. Kako se iz priložene tabele vidi, iako sirovi glicerol nasto iz proizvodnje biodizela, sadrži više nečistoća, on ima i veću toplotnu vrednost čime njegovo korišćenje kao alternativnog tečnog goriva još više dobija na značaju. Osim toga rafinisanje tehnički čistog iz sirovog glicerola, iako se time dobija komercijalni proizvod sa ogromnim mogućnostima primene u industriji, u slučaju malih i srednjih proizvođača biodizela, je skupo i na granici ekonomske isplativosti. Stoga bi direktno korišćenje sirovog glicerola kao alternativnog goriva učinilo i proizvodnju biodizela konkurentnijom na globalnom tržištu.

6.6.1 Eksperimenti sagorevanja ulja i glicerina

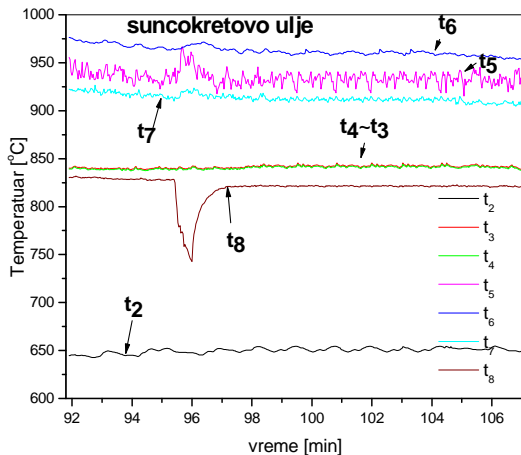
Materijal sloja čini kvarcni pesak $d_{sv}=0,8\text{mm}$, nasipne gustine 1475 kg/m^3 , visina sloja je $h_o=330\text{mm}$. Dubina uranjanja mlaznice je $h=0.7 h_o$ (93mm od vrha pećurki distributora vazduha).



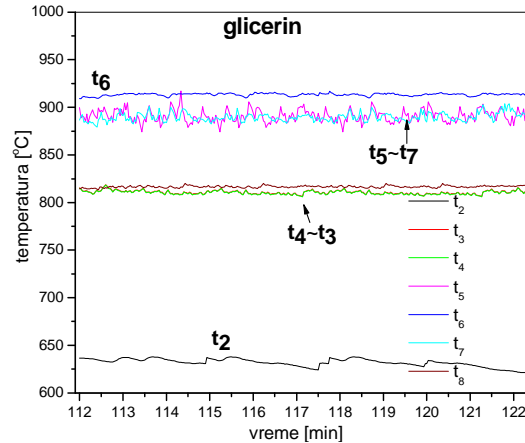
Slika 6.40. Izmerene temperature u ložištu sa fluidizovanim slojem

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

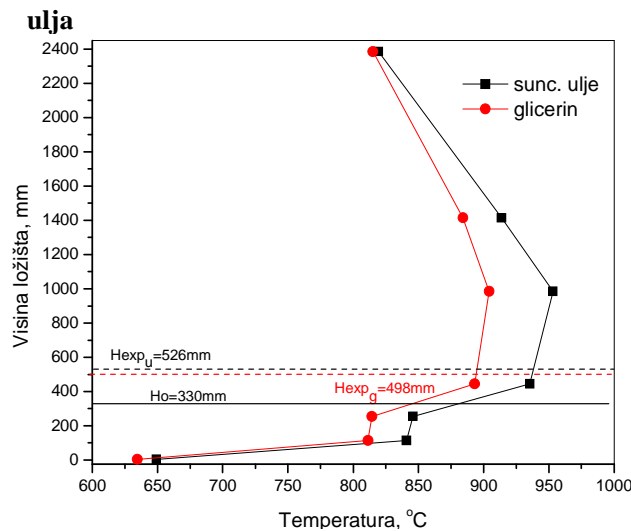
Sa slike 6.40 može se uočiti sužavanje temperaturnog intervala između temperatura u sloju i neposredno iznad njega (t_3 , t_4 , t_5 , t_6), prilikom prelaza sa ulja na glicerine, što je još bolje uočljivo sa slike 6.43. Kao izrazito isparljiva goriva i ulje i glicerine pokazuju izraženu tendenciju naknadnog sagorevanja u prostoru ložišta iznad površine sloja odn. “splešh“ zone.



Slika 6.41. Reprezentne vrednosti temperatura pri sagorevanju suncokretovog



Slika 6.42. Reprezentne vrednosti temperatura pri sagorevanju glicerina



Slika 6.43. Srednja temperatura po visini ložišta prilikom ispitivanja predmetnog goriva - ulja i glicerina

Tabela 6.18. Radni parametri eksperimentalnog ložišta sa FS za sagorevanje glicerina

Maseini protok goriva [kg/h]	Temperatura aktivnog dela FS [°C]				Sastav gasa					λ	Protok primarnog vazduha* [l/h]	Protok sekundarnog vazduha [l/h]	N [-]	Max snaga ložišta [kW]	
	t_2	t_3	t_4	t_5	CO ₂	O ₂	CO	SO ₂	NO _x						
	%		ppm												
<i>S. ulje</i>	4,12	649,3	840,9	842,9	935,3	5,47	14,07	-	-	-	2,8	128086	2480	4,8	42
<i>Glicerin</i>	7,95	634,4	811,3	813,4	893,2	5,88	14,08	-	-	-	3	114720	2630	4,1	37

Prameni fluidizacije karakteristični za ovaj eksperiment:

nasipna gustina sloja $\rho_b = 1475 \text{ kg/m}^3$

poroznost sloja u uslovima minimalne fluidizacije $\epsilon_{mf} = 0,34$

protok vazduha za režim $m_v \cdot \begin{cases} \text{suncokretovo ulje} = 0,040347 \text{ kg/s} \\ \text{glicerin} = 0,036136 \text{ kg/s} \end{cases}$

visina nasutog sloja $h_o = 330 \text{ mm}$

Tabela 6.19. Prameni fluidizacije za oba režima sagorevanja u FS

Režim	t_{sr}^\dagger [°C]	ρ_f [kg/m ³]	$\mu_f \cdot 10^6$ [Pas]	$\nu_f \cdot 10^6$ [m ² /s]	Ar_{mf}	Re_{mf}	v_{mf}	v_f	N	ϵ_{mf}	Re	Ar	ϵ	H_{exp} [mm]
							[m/s]							
ulje	873	0,3081	46,097	149,6	1747,82	1,722	0,3221	1,5305	4,8	0,3854	8,1848	1747,8	0,614	526
glicerin	839,3	0,3175	45,281	142,627	1866,2	1,835	0,3271	1,3305	4,1	0,3854	7,4626	1866,3	0,593	498

S obzirom na malu dubinu fluidizovanog sloja i visoku isparljivost goriva, raspored temperatura po visini ložišta je očekivan. Naime kao i prilikom sagorevanja istrošenih masti i ulja iz hladne valjaonice Železare Smederevo i ovde se sagorevanje goriva odvija iznad usled naglog isparavanja lako isparivog goriva pri ulasku u zagrejan FS i brzog prolaza kroz sloj bez adekvatnog mešanja sa vazduhom.

6.7 Analiza rezultata eksperimenata sa stacionarnim sagorevanjem TTG-a i uticajnih parametara procesa

Pri analizi rezultata eksperimenata akcentat se pre svega stavljen na efikasnost i stabilnost sagorevanja. Prilikom predstavljanja rezultata eksperimenata razmatran je sadržaj štetnih produkata sagorevanja u dimnom gasu (NO_x, SO₂ i CO), uz analizu

* $\rho_{v38.3}^0 c = 1.134 [\text{kg/m}^3]$

† $t_{sr} = \frac{t_3 + t_4 + t_5}{3}$

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

temperaturskog profila u ložištu radi određivanja lokacije zone intenzivnog sagorevanja u zavisnosti od karakteristika tečnog goriva koje sagoreva u FS.

Na osnovu izloženih rezultata ispitivanja nekoliko goriva, različitih po sastavu i fizičkim svojstvima, mogu se izvesti sledeći zaključci:

1. Tečna goriva sa visokim sadržajem volatila pokazuju tendenciju da sagorevaju iznad sloja, ili u blizini slobodne površine. Pojava naknadnog sagorevanja na slobodnoj površini FS je naročito izražena u slučaju sagorevanja model goriva-ulja u režimu I, poglavlje 6.3 (slika 6.12), gde je razlika između pika t_6 i $(t_3+t_4+t_5)/3$ srednje temperature sloja 28.5°C . Dogorevanje iznad sloja je registrovano i prilikom sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice kao i prilikom sagorevanja glicerina (slike 6.32, 6.43).
2. Međutim pri dubljem uronjanju mlaznice u sloj (režim II, poglavlje 6.3), pri istoj brzini fluidizacije i sličnom protoku sekundarnog vazduha, temperaturski pik je pomeren u oblast ispod slobodne površine sloja uz povećanje temperature sagorevanja u sloju, čija je srednja vrednost iznosila 901°C . Povećanje temperature sloja je dovelo do povećanja brzine hemijskih reakcija u FS i povećanja stepena fluidizacije, a samim tim i ekspanzije sloja što je povećalo vreme zadržavanja gasova u sloju. Osim toga, intezivirano je mešanje raspršenih kapi goriva i njegovih para sa oksidatorom pa samim tim i pospešeno je sagorevanje u samom sloju, pa je zona intezivnog sagorevanja pomerenja dublje u sloj uz smanjenje dogorevanja iznad sloja.
3. Parametri sagorevanja se poboljšavaju pri dubljem uronjanju mlaznice u sloj i to ne samo usled pomeranja zone intezivnog sagorevanja u sloj već i efikasnijeg sagorevanja čiji je direktan indikator koncentracija CO u dimnim gasovima. Pri dublje uronjenoj mlaznici u eksperimentu sa model gorivom koncentracija CO u dimnim gasovima je više nego deset puta manja, nego u režimu I sa pliće uronjenom mlaznicom (tabela 6.2). Ovo je ujedno i kvalitativna su potvrda predloženih numeričkih modela (prikazanih u poglavlju 5.)
4. Mešanje tečnog goriva s vodom pored toga što olakšava doziranje, dovodi i do pomeranja zone intenzivnog sagorevanja dublje u fluidizovan sloj, pri čemu se smanjuje dogorevanje goriva u prostoru ložišta iznad sloja, uz smanjenje emisije CO, čime se postiže efikasnije sagorevanje. Efekat je registrovan prilikom

sagorevanja model goriva u režimu III, poglavlje 6.3 a posebno je izražen u eksperimentima sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice u režimima II i III, poglavlje 6.4. (na slici 6.32. i tabeli 6.7). Efekat povlačenja zone sagorevanja dublje u sloj se objašnjava pretpostavkom da voda u gorivu pomaže raspršivanje tečnog goriva pri ulasku u zagrejan fluidizovani sloj usled naglog prelaska vode u parno stanje prilikom ulaska u zagrejan FS (≈ 900 °C), što izaziva proširenje ulaznog mlaza i bolje mešanje goriva sa oksidatorom (vazduhom), kao i razbijanje tečnog (još neisparenog) goriva na sitne kapi i povećanje površine dodira goriva sa okolinom. Potvrda ove pretpostavke biće izvedena u narednom poglavlju.

5. Zbog velike viskoznosti i lakog stinjavanja naftnog mulja u liniji za doziranje neophodno je njegovo mešanje sa vodom i grejanje linije za doziranje (kao i kod doziranja istrošenih ulja iz valjaonice). Kako je sadržaj ukupnog balasta u gorivu u navedenom slučaju veliki, potrebna je podrška sagorevanja propan butanom ili nekim drugim visokokaloričnim gorivom. Kako je u ovom slučaju energetski učinak naftnog taloga, manji od učinka primarnog goriva pri kosagorevanju-tečnog naftnog gasa, možemo reći da se radi o inseneraciji naftnog taloga uz energetsko iskorišćenje njegove toplotne moći. Inertizacija produkata termičke dezintegracije naftnog taloga kao tečnog otpada sa sadržajem materija koje su opasne po zdravlje ljudi, biće posebna tema u poglavlju 8.
6. Visok višak vazduha, zabeležen prilikom sagorevanja svih goriva je posledica načina regulisanja temperature fluidizovanog sloja i to regulisanjem protoka goriva, usled nepostojanja toplotnog ponora u sloju. U slučaju postojanja toplotnog ponora: izmenjivača toplote u sloju, ili vodom hlađenog omotača ložišta ili u slučaju regulisanja temperature sloja recirkulacijom dimnih gasova, željena/kontrolisana temperatura sloja mogla bi se postići pri višim temperaturama sagorevanja i manjem višku vazduha.
7. Posmatranje plamena kroz revizioni otvor ložišta potvrdilo je postojanje intenzivnog mešanja u sloju prilikom svih ispitivanja, kao i dobre ispunjenosti plamena po zapremini ložišta, ali je zabeležena pojava plamena iznad ekspaniranog fluidizovanog sloja usled naknadnog sagorevanja dela goriva koje je prošlo kroz sloj bez sagorevanja.
8. Nije zabeležena aglomeracija i sinterovanje materijala sloja

6. EKSPERIMENTI SAGOREVANJA RAZLIČITIH TEČNIH GORIVA NA POLUINDUSTRIJSKOJ EKSPERIMENTALNOJ INSTALACIJI SA FS

Potrebno je još jednom naglasiti da je prilikom eksperimentalnih istraživanja sagorevanja nekonvecijalnih/alternativnih tečnih goriva poseban akcenat stavljen na uticaj sadržaja vlage u gorivu i to iz sledećih razloga:

- Mešanje tečnog goriva sa vodom olakšava doziranje, usled smanjene viskoznosti smeše goriva i vode;
- Otpadna tečna goriva najčešće sadrže značajnu količinu vlage (najčešće se sakupljaju u otvorenim bazenima, ili se spiraju vodom iz rezervuara), pa veći sadržaj vode u gorivu predstavlja realne uslove doziranja ovog tipa goriva;
- Direktno sagorevanje TTG-a sa povećanim sadržajem vlage u FS (čak i uz primenu dodatnog komercijalnog goriva) je ekonomski opravdano jer se proces sušenja, devolatalizacije i sagorevanja goriva odvija simultano u sloju, pri čemu se za proces sušenja troši samo latentna toplota isparavanja vode koja iznosi 2500 kJ po kilogramu isparene vode. Ukoliko bi se TTG sagorevao u nekom drugom tipu ložišta koje bi zahtevalo predpripremu i prethodno sušenje mulja, energetske efekti bi bili znatno manji, jer pri odvojenom sušenju je najmanje dva puta potrebno više energije od energije/toplote isparavanja vode (potrebna energija za sušenje [151] iznosi 4÷20 MJ po kg isparene vode).

Dakle, činjenica je da povećan sadržaj vode/vlage snižava toplotna moć goriva, ali se pri sagorevanju TTG-a tj. nekovencijalnih/otpadnih tečnih goriva akcenat stavlja na kvalitet sagorevanja u FS (tj. na to da se zona intenzivnog sagorevanja nalazi u fluidizovanom sloju uz emisiju polutanata koje ne prekoračuju zakonske norme), na lakše doziranje i svođenje predpripreme goriva na minimum, tako da se uvažavanjem ovih činjenica kompenzuje smanjenje toplotne moći goriva. Pri industrijskoj primeni tehnologije za sagorevanje u FB potrebno je naći optimalnu smešu predmetnog goriva i vode tako da se dobije zadovoljavajući stepen korisnosti FS postrojenja i kvalitet sagorevanja. Ovom prilikom je važno napomenuti i to da je, ukoliko je neophodno izdvajanje dela vlage iz goriva, sa energetskog aspekta efikasnije koristiti mehaničke postupke- centrifugiranje ili taložnike TTG-a, koji bi se zatim direktno sagorevao u FS.

7. NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS - FORMULACIJA PROBLEMA

Detaljno poznavanje i razumevanje procesa doziranja tečnog goriva i njegovog mešanja sa inertnim materijalom i vazduhom u okviru radnog prostora ložišta sa FS je od izuzetnog značaja za efikasno definisanje optimalnih radnih parametara ložišta. Pri tome je ponašanje tečnog goriva sa većim sadržajem vode pri doziranju u FS od posebnog značaja iz razloga koji su opisani u prethodnom poglavlju 6.

Euler-Euler granularni (KTGF) postupak simulacije prodora mlaza u FS je primenjen na analizu efekta, koji je registrovan u okviru eksperimenata na fluidizacionom pilot ložištu sa doziranjem tečnog goriva u sloj, kada je uočeno povlačenje zona intenzivnog sagorevanja ka oblastima dublje ispod površine sloja prilikom sagorevanja tečnog goriva sa značajnim sadržajem vode, u odnosu na gorivo sa manjim sadržajem vlage, odnosno na gorivo koje nije mešano sa vodom. Registrovan efekat navodi na pretpostavku da voda u gorivu intenzivira mešanje goriva i oksidatora (povećanjem zapreminskog protoka mlaza za doziranje goriva u sloj, usled naglog prelaska vode iz goriva u parno stanje, pri ulasku u zagrejan FS) i na taj način indirektno povećava globalnu brzinu reakcije sagorevanja u ložištu sa FS, u kome se gorivo dozira bočno u sloj. U cilju razjašnjenja ovog efekta primenom usvojenog Euler-Euler granularnog postupka i komercijalnog CFD koda FLUENT, obavljene su numeričke simulacije prodora mlaza u FS trofaznih sistema: gas (isparljive komponente goriva, oksidator i vodena para), čestice sloja, tečno (teško isparljivo) gorivo i voda, koja na izlazu iz mlaznice prelazi u parno stanje. Slučaj sagorevanja lako isparljivog goriva analiziran je simuliranjem prodora mlaza koji sadrži isparljive komponente goriva i tečnu vodu (koja u ložištu naglo isparava), a slučaj teško isparljivog goriva razmatran je simulacijom mlaza sa mešavinom ulja i vode, koji se uvodi u zagrejan FS. Ovi proračuni su nestacionarni i modeliraju prve trenutke formiranja mlaza.

7.1 Opis modela doziranja smeše tečnog goriva i vode u zagrejan FS

Za numeričko simuliranje prodora horizontalnog mlaza vazduh – tečno gorivo u FS primenjen je 2D Euler-Euler granularni (KTGF) model fluidizovanog sloja. Osnovne

7. NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS

i konstitutivne jednačine modela prodora jednokomponentnog, izotermnog mlaza su prikazane u poglavlju 5.2.1 (jednačine 5.19÷5.22). Međutim, za slučaj simulacije prodora mlaza sa gorivom i vodom (koja intenzivno isparava) u zagrejan FS, potrebno je ovom setu jednačina dodati još transportne jednačine održanja hemijskih komponenti i energetska jednačinu, koje se respektivno mogu prikazati na sledeći način:

Jednačine održanja hemijskih komponenti

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g Y_i) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{u}_g Y_i) = \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g D_{i,m} \nabla Y_i) + R_i \quad 7.1)$$

Energetska jednačina

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g c_{p,g} T_g) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{u}_g c_{p,g} T_g) = \nabla \cdot \left(\frac{k_t}{c_{p,g}} \nabla T_g \right) + \nabla \cdot \left(\sum_i \alpha_g \rho_g D_{i,m} c_{p,i} T_g \nabla Y_i \right) \quad 7.2)$$

Gde je: Y_i - maseni udeo i-te hemijske komponente

$D_{i,m}$ - difuzivnost i-te hemijske komponente

R_i - brzina formiranja i-te hemijske komponente

$c_{p,i} T_g$ - specifična fazna entalpija i-te hemijske komponente

k_t - termalna konduktivnost

Simulacija prodora horizontalnog mlaza sa gorivom i vodom izvršena je za slučaj kada je gorivo: - lako i

- teško isparljivo.

Treba naglasiti da je u oba slučaja reč o kvazi trofaznom sistemu: voda u tečnom stanju, gasovi sa vodenom parom i čestice, pri čemu se pretpostavlja da gorivo trenutno ispari, u slučaju lako isparljivih tečnih goriva, odnosno, voda i tečno gorivo, gasovi (samo komponente vazduha) sa vodenom parom i čestice, u slučaju sagorevanja teško isparljivog goriva. Gorivo se na izlazu iz mlaznice posmatra kao smeša tečne vode i gasovitih isparljivih komponenata, u prvom, odnosno kao smeša tečne vode i tečnog goriva u drugom slučaju. Numerički sistem nije stvarno trofazan jer se koriste jednačine samo za dve faze: fluidnu, koju čine tečno gorivo/voda sa gasovima (vodena para, isparljive komponente i vazduh) i čestitičnu, koju čini granularni sloj čestica. Pri tome, različite fiziko-hemijske osobine tečnosti (tečno gorivo, tečna voda) i gasova (vazduh, pare), kao što su gustina i viskozitet, utiču da jednačine prenosa količine kretanja fluidne faze različito opisuju kretanje ove dve faze u okviru proračuna.

Kinetika isparavanja vode na ulasku u FS je definisana prema analogiji sa modelom homogenih hemijskih reakcija, uz primenu Arrhenius-ovog izraza za konstantu brzine reakcije: $R_{H_2O} = k_{o,1} \exp(-E_a/RT_g)[H_2O]$, gde je predeksponencijalni faktor $k_{o,1}=2,239$, a energija aktivacije $E_a=1 \cdot 10^6$ J/kmol [152].

Geometrija numerički simuliranog fluidizacionog reaktora je ista kao i za simulaciju dužine prodora mlaza u FS i data na slici 5.11 (visina i širina fluidizovanog sloja iznose 0,3m i 0,4m, respektivno), uz još 0,6 m slobodnog prostora ložišta, iznad sloja. Modeliran granularni sloj se sastoji od čestica prečnika 0,8 mm i gustine 2600kg/m^3 , koje su fluidizirane zagrejanim vazduhom (1200K) sa stepenom fluidizacije 3 ($U_f \approx 1\text{m/s}$). Temperatura smeše goriva i vazduha u mlaznom dozatoru je 300K.

Proračuni su nestacionarni sa vremenskim korakom od $1,25 \cdot 10^{-4}\text{s}$, pri čemu je broj vremenskih koraka, odnosno ukupno vreme simulacije, određivano na osnovu vremena potrebnog za prolazak fluida kroz prostor koji zauzima FS*, tako da numerička simulacija prati razvoj mlaza u sloju.

7.2 Rezultati numeričke simulacije pri doziranju lako isparljivog tečnog goriva u fluidizaciono ložište

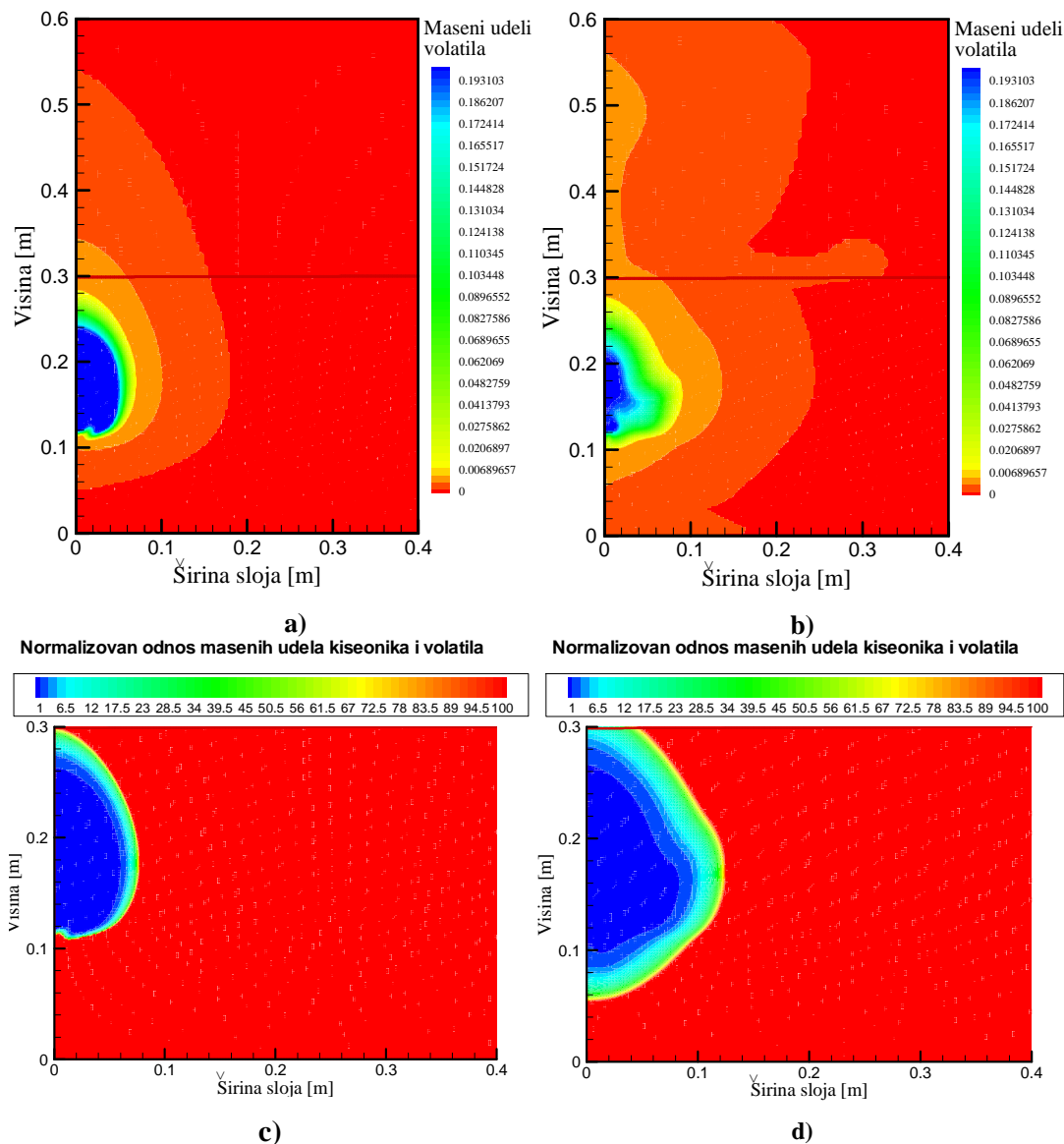
Horizontalan mlaz, koji na sobnoj temperaturi ulazi u zagrejan fluidizovan sloj, se sastoji od struje vazduha, tečne vode (koja, nakon mešanja sa zagrejanim FS, prelazi u paru) i isparljivih komponenata goriva. Isparljive komponente su simulirane propanom, koji je u svim numeričkim eksperimentima ulazio u FS sa protokom od 0,007453 kg/s. Takođe je ukupan maseni protok vazduha (vazduh u mlaznici + vazduh za fluidizaciju) u svim numeričkim eksperimentima bio isti: 0,11627 kg/s, tako da je ukupni odnos goriva i vazduha konstantan za sve proračune. Jedino se menjao udeo vode u protoku na mlaznici za doziranje goriva, pa je na taj način analiziran uticaj udela vode u gorivu na intenzitet mešanja volatila i kiseonika iz vazduha.

Obavljen je niz proračuna za slučajeve kada gorivo ne sadrži i kada je voda prisutna u gorivu, pri čemu su se vrednosti masenih udela vode u gorivu kretali između 0,1 i 0,6 (tj. za sadržaj vode 10%-60%). Na slici 7.1. su prikazani rezultati simulacije distribucije masenih udela volatila u okviru prodora mlaza (posle 0,057s) za slučaj kada

* vreme simulacije = $\frac{\text{ukupno pređeno rastojanje}}{\text{srednja brzina fluida}} = \frac{h_o - h}{(U_f \cdot 0,4 + U_j \cdot 0,01)/0,4}$

7. NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS

gorivo ne sadrži vodu (sl. 7.1. a) i kada sadrži 0,4 masena udela vode (sl. 7.1. b). Prikazani rezultati pokazuju da je zona izmešanosti volatila sa ostalim komponentama (pa i kiseonikom) znatno šira za slučaj doziranja goriva sa sadržajem vlage.



Slika 7.1. Distribucija masenog udela gorive faze (propana) u FS prilikom doziranja goriva a) bez i b) sa masenim udelom vode u gorivu od 0,4 (40%); distribucija normalizovanih masenih udela kiseonika i volatila u FS prilikom doziranja goriva c) bez i d) sa masenim udelom vode u gorivu od 0,4

Na slici 7.1.c) i d) su prikazani rezultati simulacije distribucije normalizovanog odnosa masenog udela kiseonika i goriva u okviru prodora mlaza (posle 0,057s) za slučaj kada gorivo ne sadrži vodu (sl. 7.1. c) i kada sadrži 0,4 masena udela vlage (sl.

7.2. d). Normalizovan odnos masenog udela kiseonika i goriva je odnos masenih udela kiseonika i goriva u svakoj tački radnog prostora, podeljen sa odnosom masenog udela

kiseonika i goriva pri stehiometrijskim uslovima: $\frac{Y_{O_2}/Y_g}{(n_c + n_h/4) \cdot M_{O_2}/M_g}$, gde su:

- n_c i n_h - brojevi atoma ugljenika i vodonika u molekulu goriva ($C_{n_c}H_{n_h}$);
- M_{O_2} i $M_g = n_c \cdot 12 + n_h \cdot 1$ - molske mase kiseonika i goriva;
- Y_{O_2} i Y_g - maseni udeli kiseonika i goriva, respektivno.

Vrednosti normalizovanog odnosa masenog udela kiseonika i goriva koje su jednake 1, ili nešto veće od jedan, odgovaraju oblastima sa uslovima za stabilno i potpuno sagorevanje. Vrednosti manje od jedan odgovaraju oblastima nepotpunog sagorevanja.

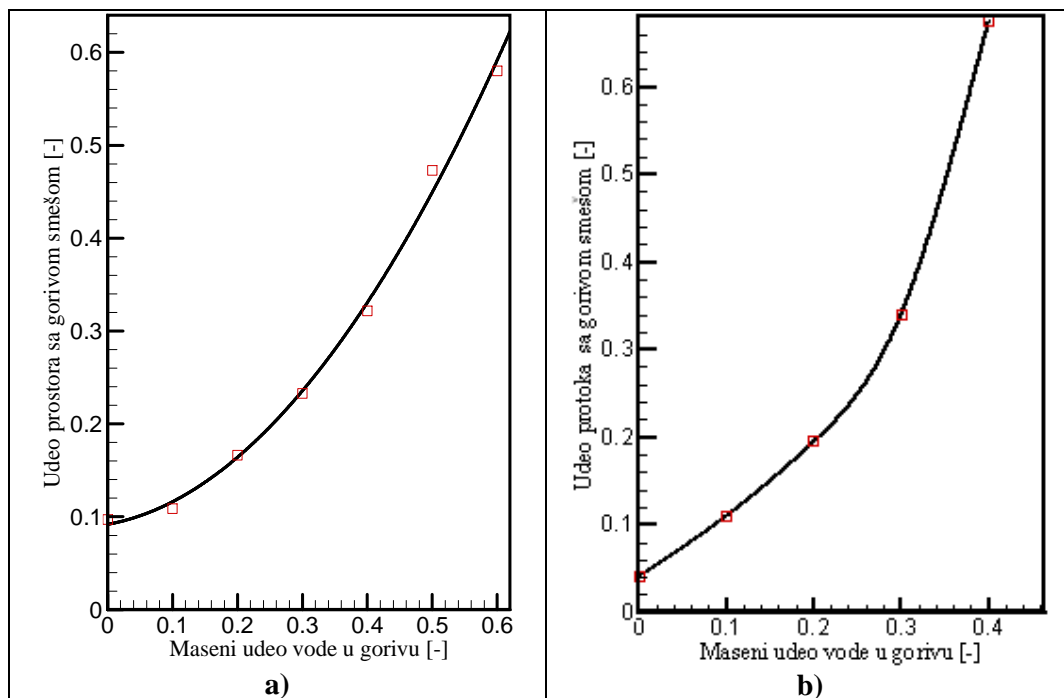
Prikazani rezultati simulacije raspodele masenih udela kiseonika i goriva u prvim trenucima doziranja goriva u FS, pokazuju da je zona mešanja volatila sa kiseonikom, u odnosu povoljnom za sagorevanje, znatno veća za slučaj doziranja goriva sa sadržajem vlage.

Da bi se kvantitativno odredio uticaj sadržaja vode u gorivu na mešanje volatila i kiseonika iz vazduha za fluidizaciju, primenjen je proračun za obradu dobijenih polja koncentracija komponenata na kraju procesa simulacije razvoja mlaza. U tom cilju je primenjena statistička obrada rezultata nestacionarnih proračuna formiranjem i ugradnjom u Fluentov kod specijalizovanih UDF potprograma (u "C"-jeziku).

Rezultati su obrađeni na dva načina:

- a) Prati se odnos broja kontrolnih zapremina sa gorivom smešom (u kojima je odnos kiseonika i goriva veći ili jednak stehiometrijskom, ali da postoji izvestan sadržaj goriva), sa ukupnim brojem kontrolnih zapremina u oblasti FS.
- b) Prati se odnos masenog toka fluida sa gorivom smešom, koji ulazi u zonu pri vrhu FS (i „splash“ zonu), sa ukupnim masenim tokom fluida, koji ulazi u zonu pri vrhu FS.

7. NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS



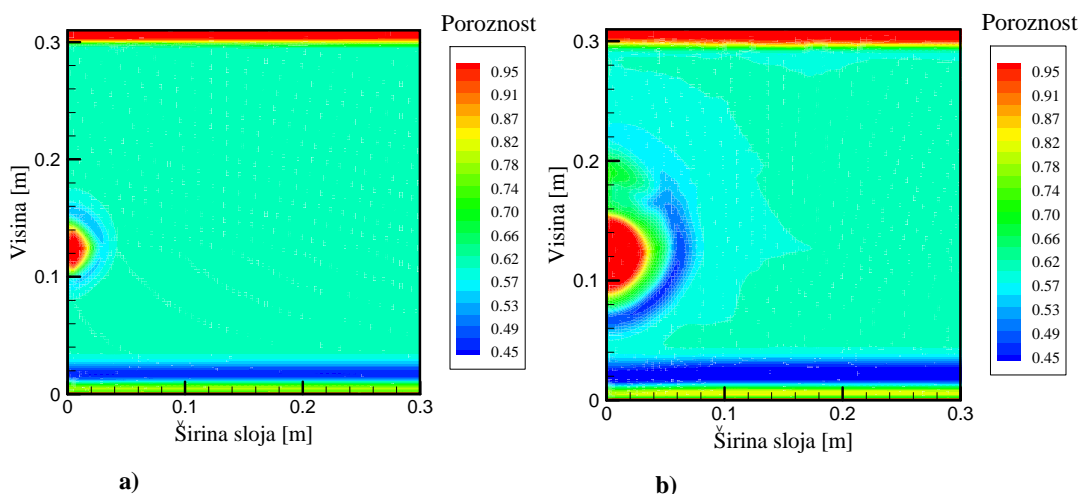
Slika 7.2. a) Udeo prostora sa gorivom smešom i b) udeo protoka sa gorivom smešom, u zavisnosti od masenog udela vode u gorivu

Na dijagramima sa slike 7.2 prikazan je kvantitativni pokazatelj uticaja sadržaja vode u mlazu doziranog goriva na efekat mešanja volatila goriva sa kiseonikom iz vazduha za fluidizaciju, nakon perioda razvoja mlaza u FS. Dijagrami 7.2 a) i 7.2 b) odgovaraju gore navedenim modelima obrade rezultata numeričke simulacije (a) i b)), respektivno. Oba načina analize rezultata numeričke simulacije horizontalno doziranog goriva u FS, pokazuju da veći udeo vode u mlazu sa gorivom povećava udeo prostora (odnosno protoka) koji sadrži gorivu smešu, što nedvosmisleno pokazuje da udeo vode u gorivu, koje se dozira u zagrejani FS, potpomaže efekat mešanja goriva i oksidatora u FS.

7.3 Rezultati numeričke simulacije pri doziranju teže isparljivog tečnog goriva u fluidizaciono ložište

Simulacija doziranja teško isparljivog goriva u FS, razmatrana je za slučaj horizontalnog mlaza na sobnoj temperaturi, koji se sastoji od vazduha, tečne vode (koja posle mešanja sa zagrejanim FS prelazi u parno stanje) i teško isparljivog ulja. Nekonvencionalno teško isparljivo gorivo je simulirano mašinskim uljem, koje vrlo malo isparava za vreme posmatranog vremena razvoja mlaza. Tečno gorivo, u svim

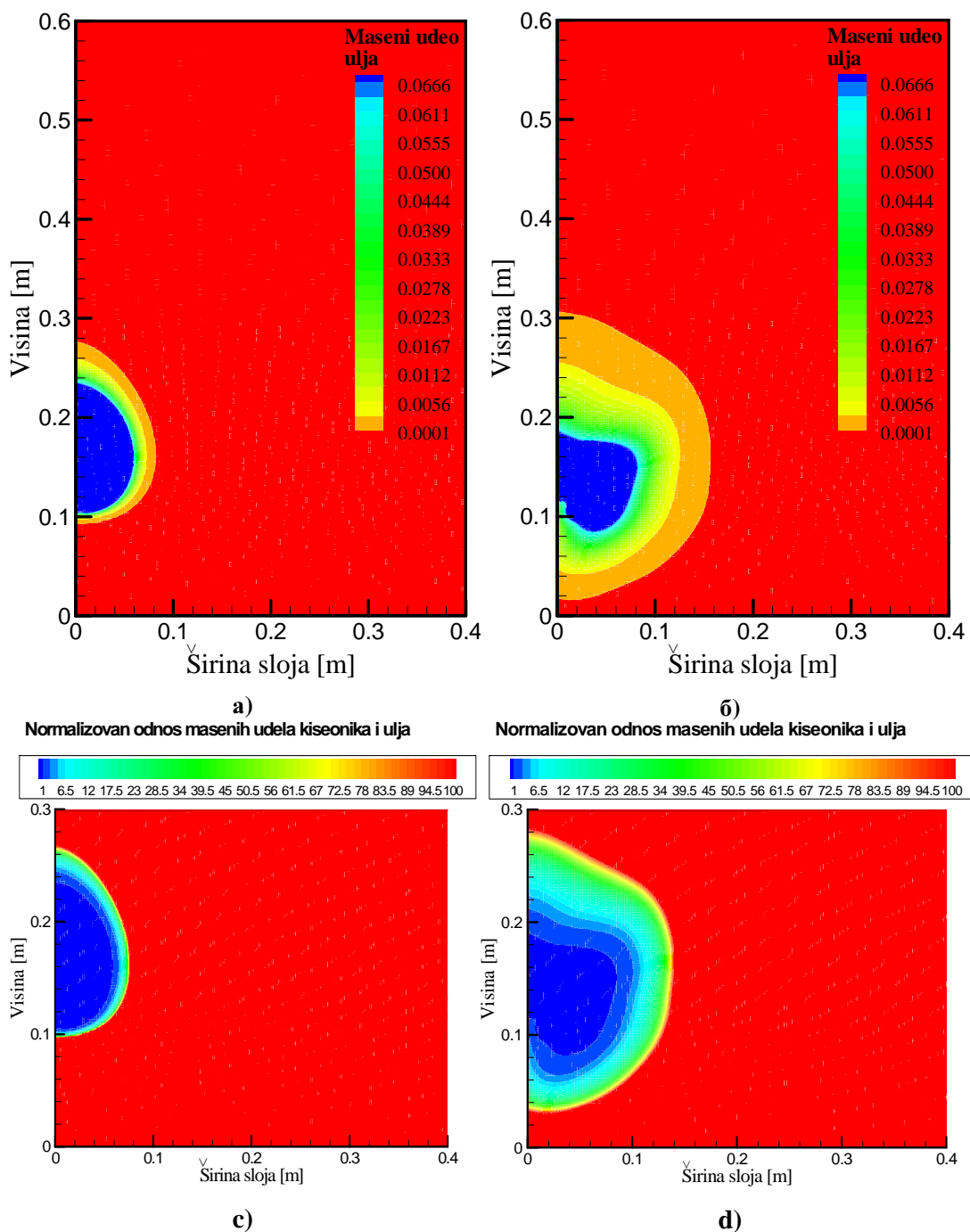
numeričkim eksperimentima, se uvodi u FS protokom od 0,007759 kg/s, pri čemu je ukupni maseni protok vazduha (vazduh u mlaznici + vazduh za fluidizaciju), u svim numeričkim eksperimentima, bio isti 0,11627 kg/s. Izvedena je serija numeričkih eksperimenata sa masenim udelom vode u gorivu u opsegu od 0 do 0,6. Na slici 7.3. su dati rezultati simulacije rasporeda zapreminskog udela gasne faze (poroznosti) u fluidizacionom reaktoru, prilikom doziranja teško isparljivog tečnog goriva, sa i bez sadržaja vlage, pri istim ukupnim protocima materijala koji se dozira. Slike pokazuju rasporede poroznosti posle početnog vremenskog perioda formiranja mlaza, pri napred pomenutim graničnim uslovima. Jasno se vidi kako voda u gorivu utiče na proširenje prodora mlaza za doziranje goriva.



Slika 7.3. Promena poroznosti sloja prilikom uvođenja tečnog teško isparljivog goriva a) bez sadržaja vode, b) pomešanog sa vodom sa masenim udelom vode u gorivu od 60%

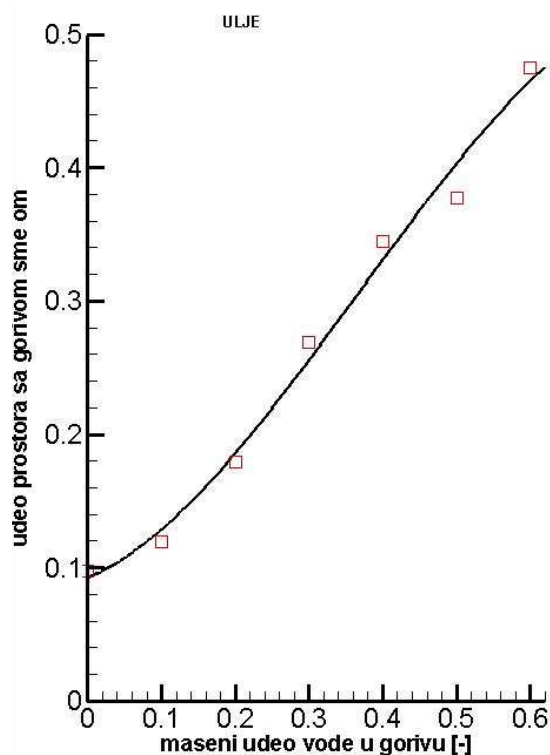
Slika 7.4. pokazuje rezultate simulacije raspodele masenog udela motornog ulja pri doziranja tečnog goriva, u toku razvoja mlaza (0,05s). Razmatrana su dva slučaja kada: a) gorivo ne sadrži vodu i b) maseni udeo vlage u gorivu 0,6. Zone spektra od svetloplave do narandžaste (sl. 7.4 a i b) predstavljaju oblast koja sadrži gorivu smešu ulja i kiseonika, a plava zona odgovara podstehiometrijskom odnosu goriva i kiseonika, dok crvena oblast odgovara veoma malim koncentracijama goriva. Prikazani rezultati simulacije raspodele masenih udela kiseonika i goriva u prvim trenucima doziranja goriva u FS (sl. 7.4 c i d), pokazuju da je zona izmešanosti ulja sa kiseonikom, u odnosu povoljnijom za sagorevanje, znatno veća za slučaj doziranja goriva sa sadržajem vlage.

**7. NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA
POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS**



Slika 7.4. Distribucija masenog udela motornog ulja u FS, kad se gorivo dozira a) bez, b) sa vodom; distribucija normalizovanih odnosa masenih udela kiseonika i ulja kada se gorivo dozira c) bez, d) sa vodom

Prikazani rezultati pokazuju da su zone gorive mešavine mašinskog ulja i kiseonika znatno veće u slučaju doziranja goriva sa sadržajem vode.



Slika 7.5. Udeo prostora sa gorivom smešom u zavisnosti od masenog udela vode u gorivu

Na dijagramu sa slike 7.5., dat je kvantitativni indikator uticaja sadržaja vode u mlazu na efekat mešanja teško isparljivog goriva sa kiseonikom iz vazduha za fluidizaciju, nakon perioda formiranja mlaza u FS. Ovaj kvantitativni pokazatelj se zasniva na praćenju odnosa broja kontrolnih zapremina sa gorivom smešom i ukupnog broja CV u FS (isto kao i u slučaju mlaznog doziranja lako isparljivih goriva u FS). Prikazana analiza rezultata simulacije pokazuje da povećan sadržaj vode u tečnom teško isparljivom gorivu doziranom direktno u sloj, utiče na povećanje oblasti sa gorivom mešavinom. Ovo jasno pokazuje da udeo vode u tečnom gorivu koje se mlazno direktno dozira u fluidizovan sloj, povećava efekat mešanja goriva i oksidatora.

Dakle, analiza rezultata numeričke simulacije horizontalno doziranog goriva u fluidizaciono ložište, primenom kinetičkog modela za granularno strujanje, pokazuje da sadržaj vode u mlazu sa gorivom povećava udeo prostora, odnosno protoka sa gorivom smešom, odakle se može zaključiti da udeo vode u gorivu potpomaže efekat mešanja goriva i oksidatora, u zoni neposredno iza dozatora. Pri tome, efekat boljeg mešanja volatila goriva sa oksidatorom, usled naglog prelaska vode u parno stanje i proširenja ulaznog mlaza kod lakše isparljivih goriva, ima izraženiji uticaj od efekta razbijanja

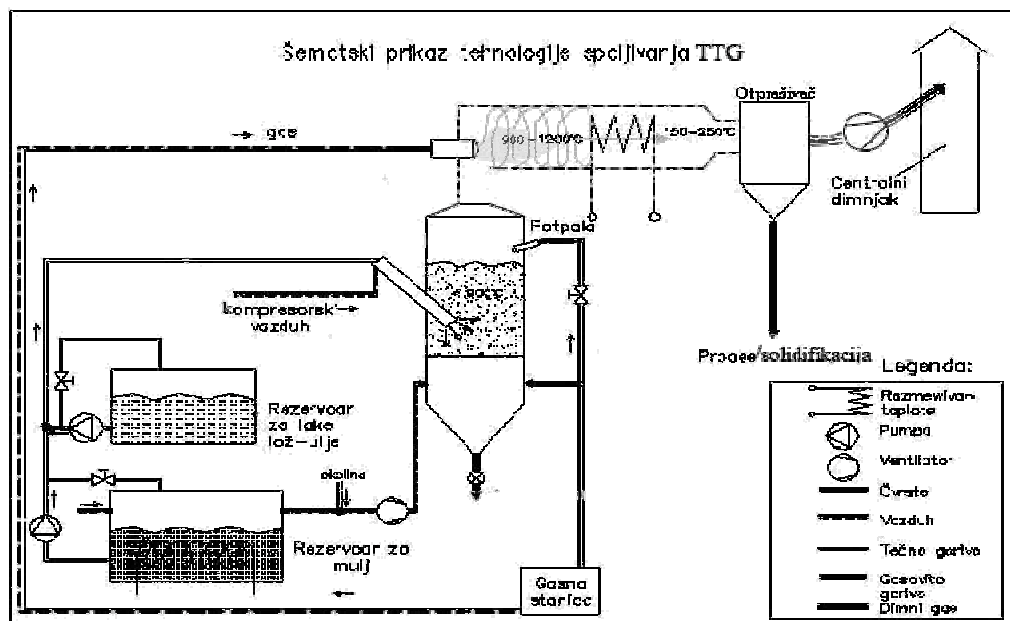
7. NUMERIČKA SIMULACIJA PRODORA MLAZA TEČNOG GORIVA POMEŠANOG SA VODOM U ZAGREJAN FS

tečnog goriva na sitne kapi, koji je izraženiji kod teško isparljivih goriva. Na ovaj način je objašnjen efekat povlačenja zone sagorevanja dublje u fluidizovan sloj, registrovan prilikom eksperimentalnih ispitivanja različitih tečnih goriva. Pored toga, simulacije su pokazale da voda u gorivu utiče na proširenje udela gasne faze u sloju i na taj način povećava dubinu prodora bočnog mlaza u fluidizirani sloj.

Prezentirani rezultati su od praktičnog značaja za optimizaciju sagorevanja različitih tečnih goriva u FS, naročito onih nekonvencijalnih, kao što su naftni talozi i otpadne tečne materije, čije bi se sagorevanje pospešilo uvođenjem odgovarajuće optimalne smeše goriva i vode. Ovde se treba podsetiti (Poglavlje 6.5.) da je mešanje teških tečnih goriva sa vodom poželjno i sa aspekta olakšanog transporta do dozatora i samog doziranja, usled smanjenja viskoznosti emulzije.

8. TEHNOLOŠKO IDEJNO REŠENJE SAGOREVANJA TTG-A U FLUIDIZOVANOM SLOJU

U ovom trenutku je rešavanje problema akumulacije TTG (kao što je talog u rezervoarima sirove nafte) problematično sa stanovišta zaštite životne sredine, jer se eliminacija ovih materija ne izvodi potpuno u skladu sa važećim ekološkim normama. Tehnologija sagorevanja TTG u fluidizovanom sloju bi se mogla koristiti za uništavanje taloga iz rafinerija i iz dr. rezervoara tečnog goriva širom republike Srbije (sa preko 1600 javnih i 500 internih benzinskih stanica), uz istovremeno iskorišćenje njegovog energetskog potencijala. Na osnovu eksperimentalnih istraživanja sagorevanja TTG-a u eksperimentalnom postrojenju sa FS dobijene su smernice za usvajanje idejnog tehničko-tehnološkog rešenja i za industrijsko postrojenje (slika 8.1).



Slika 8.1. Tehnološka šema predloženog rešenja

Predmetno gorivo se skladišti u rezervoaru, snabdevenom grejačima za zagrevanje goriva. Gorivo se transportuje pumpom do mlaznice, kroz koju se uz pomoć zagrejanog vazduha udvava u fluidizovani sloj. Ujedno se istom pumpom vrši i mešanje goriva u rezervoaru da bi se sprečilo raslojavanje, odnosno da bi se zadržala njegova homogenost. Ukoliko je potrebno (ukoliko predmetno gorivo ima visok sadržaj sumpora) u sloj se istovremeno unosi i krečnjak, radi vezivanja sumpora iz goriva u procesu sagorevanja.

8. TEHNOLOŠKO IDEJNO REŠENJE SAGOREVANJA TTG-A U FS

Potpala se vrši gasom (iz gasne stanice ili boce), a za podršku vatri može se neposredno iznad sloja uvoditi i lako ulje za loženje, koje se do mlaznice kroz koju se uvodi transportuje pumpom. Predviđena je i mogućnost uvođenja lakog ulja za loženje ili gasa u sam sloj. Uvođenje lakog ulje za loženje ili gasa, alternativno, u sloj se predviđa kao podrška vatri ukoliko dođe do drastičnog pada u kvalitetu osnovnog goriva odnosno mulja ili u periodu starta.

Vazduh za sagorevanje se meša sa isparenjima iz rezervoara za TTG. Nastala mešavina se meša sa vazduhom iz okoline (kompresorskim vazduhom) i uvodi u fluidizovani sloj.

Pri vrhu ložišta sa fluidizovanim slojem nalazi se komora sa gasnim gorionikom ili gorionikom na lako ulje za loženje, i razmenjivačem toplote dimni gas-voda, tzv. sekundarna komora za dogorevanje. Ova komora sa gasnim gorionikom služi da se na visokim temperaturama sagore eventualno preostale štetne materije/gasovi. Konkretno tehnološko rešenje komore za dogorevanje, odnosno regulisanje vrednosti temperature potrebne (900-1200 °C) za dogorevanje-spaljivanje materija nesagorelih u fluidizovanom sloju i iznad njega, kao i potreban vremenski interval zadržavanja gasa u istoj zavisi od karakterizacije predmetnog goriva. Time se ostavlja mogućnost da ukoliko dođe do drastičnih promena u sastavu goriva, u odnosu na ispitivano, postoje mogućnosti njegovog apsolutno bezbednog sagorevanja. Predloženo rešenje je u skladu sa evropskim standardima za sagorevanje opasnih materija* [153, 154, 155]. Treba napomenuti da se predlaže rešenje koje se koristi za sagorevanje životinjskog otpada, koji je u principu znatno opasniji od goriva-mulja čije se sagorevanje predviđa u predmetnom slučaju (uobičajeno su to temperature oko 900-1100°C i boravak produkata sagorevanja u prostoru najmanje 2 sekunde). To je razlog zašto je ova sekundarna komora predstavljena isprekidanom linijom (slika 8.1), jer ona nije obavezna. Ukoliko se ipak ugradi i u slučaju kad gasni gorionik ne radi komora može samo pospešiti kvalitet sagorevanja jer se pomoću nje produžava vreme zadržavanja, eventualno, nedogorelih komponenata dimnog gasa.

* Uredbama evropskog parlamenta i Saveta [EC 1069/2009](#) i [EU 142/2011](#) (koje zamenjuju staru uredbu 1774/2002), izvršena je kategorizacija životinjskih otpadnih materija; Direktiva 2000/76/EC pokriva insineracijska i koinseracijska postrojenja.

Zagrejana voda iz razmenjivača se može koristiti u nekom tehnološkom procesu ili kao dopuna u postojećem sistemu potrošača tople vode (koja se koristi za grejanje ili neke tehnološke svrhe).

Dimni gasovi se transportuju do otprašivača tj. filtera, gde se iz njih uklanjaju čestice. Otprašivač (filter, ciklon ili multiciklon) može biti različite konstrukcije u zavisnosti od željenog stepena izdvajanja čestica i može se komercijalno nabaviti na tržištu. Predviđena je kontinualna kontrola prečišćenog, od čestica, dimnog gasa na njegovom izlazu ka dimnjaku. Na taj način se može, pomoću automatske kontrole, uticati na kvalitet sagorevanja ili u eventualnim akcidentnim situacijama zaustaviti proces sagorevanja.

Čestice pepela iz sloja, kao i čestice prikupljene u filteru, u slučaju spaljivanja naftnog mulja bi ulazile u proces solidifikacije, gde bi se, uz pomoć cementa, vode, šljunka i aditiva, dobijali betonski blokovi, koji se mogu transportovati do deponija ili koristiti za druge namene, recimo u građevinskoj industriji. U slučaju sagorevanja istrošenih ulja i masti iz hladne valjaonice bi čestice pepela iz sloja, kao i čestice prikupljene u otprašivaču, ulazile nanovo u tehnološki proces proizvodnje čelika zbog visokog sadržaja Fe_2O_3 u pepelu ili bi se koristile u procesu solidifikacije za pripremu briketa koji bi se koristili u građevinarstvu.

Predloženo tehnološko rešenje ne samo da rešava problem taloga u rezervoarima sirove nafte, na ekološki prihvatljiv način, već istovremeno omogućava iskorišćenje istog u energetske svrhe kao goriva sa izraženim energetske potencijalom.

Kotao sa fluidizovanim slojem može biti parni, toplo ili vrelovodni zavisno od svrhe i tehnološkog procesa koji troši proizvedenu toplotnu energiju kotla.

8.1 Probni rezultati solidifikacije pepela cementnim postupkom

U okviru linije za ekološki opravdano i energetski isplativo uklanjanje TTG-a, jedan od važnih segmenata je i solidifikacija sagorevanjem dobijenog pepela, u cilju imobilisanja njegovih potencijalno opasnih konstituenata, na način da se ne ugrozi životna sredina.

Pepeo dobijen nakon sagorevanja TTG-a u FS se može iskoristiti u građevinarstvu na više načina u zavisnosti od njegovog hemijskog sastava i to:

8. TEHNOLOŠKO IDEJNO REŠENJE SAGOREVANJA TTG-A U FS

- za izradu betonskih blokova
 - kao punila (filtera) pri izradi asfaltnih mešavina,
 - za krečno - silikatne opeke,
 - za putne konstrukcije i izradu podloge prilikom izgradnje autoputeva itd.,
- i to na način da opasne materije ostanu zarobljene u opeci/betonu.

U ovom potpoglavlju je dat prikaz rezultata proba solidifikacije pepela naftnog taloga iz rezervoara Rafinerije nafte u Pančevu, u cilju dobijanja solidifikata (betonskog bloka) koji zadovoljava ekološke kriterijume uz najmanju cenu koštanja solidifikacije. Provera kvaliteta inertizacije pepela naftnog mulja vršena je putem proba "leaking test"-a, a mehanička otpornost solidifikata određivanjem čvrstoće solidifikovanih uzoraka pepela.

Ekperimentalna ispitivanja su podrazumevala:

- pripremu cementnih matriksa definisanog sastava;
- ispitivanje mehaničke otpornosti cementnih matriksa i
- ispitivanje izluživanja jona metala imobilisanih u cementnom matriksu, u statičkim uslovima, primenom standardne metode po *Hespe*-u.

Tačno definisan sastav cementnih matriksa naveden je u tabeli 8.1. Materijali koji čine sastav cementnog matriksa su:

- portland cement , PC-35 (MPa), proizvođač *Lafarge*
- pesak -''Moravac'', granulata 2-4 mm
- destilovana voda, elektroprovodnosti $G \leq 1,5 \cdot 10^6 \Omega/\text{cm}$ i vrednosti pH = 6,2
- pepeo
- superplastifikator FB.

Tabela 8.1. Sastav cementnih matriksa za izradu uzoraka koji se podvrgavaju ispitivanju izluživanja i mehaničkih osobina, sračunat na $V=1\text{dm}^3$

SASTAV	Cementni matriksi			
	1	2	3	4
Cement (g)	500	380	380	380
Pepeo (g)	250	286	380	96
Pesak (g)	250	95	191	287
Voda (ml)	450	255	306	178
Superplastifikator (ml)	1	1	1	1

Korišćenjem mešalice sa planetarnim načinom mešanja postignut je stepen žitkosti mase koja obezbeđuje prenos cementnog matriksa u pripremljene kalupe uz

postizanje visoke homogenosti njegove strukture. Nakon perioda od 28 dana sušenja cementnih matriksa u laboratorijskim uslovima vršeno je ispitivanje njihove mehaničke otpornosti određivanjem čvrstoće na pritisak, standardnom metodom* (SRPS U.M1.020:1993). U tu svrhu korišćena je se hidraulična presa, opsega 0 – 140 MPa. Uzorci cementnih matriksa koji su se ispitivali bili su dimenzije kocke stranica 10 cm.

Ispitivanjem mehaničke otpornosti na pritisak dobijena je srednja mehanička otpornost ispitivanih cementnih matriksa od 18,3 MPa.

Efikasnost imobilizacionih postupaka praćena je korišćenjem testa izluživanja, odnosno, određivanjem koncentracije metala koji su u toku određenog vremena iz imobilisane faze prešli u mobilnu fazu, gde se smatraju potencijalno opasnim i biodostupnim. Ispitivanje izluživanja u statičkim uslovima jona metala Mn, Pb, Cu, Zn i B imobilisanih u cementnom matriksu vršeno je standardnom metodom po *Hespe*-u [156]. Ova metoda predviđa ispitivanje izluživanja radionuklida iz cementnog matriksa oblika ortocilindra, $H = 2r = 4,5$ cm, koji je u potpunosti potopljen u 0,4 l destilovane vode. Eksperiment po *Hespe*-u se izvodi na temperaturi $T = 25 \pm 5$ °C. Za ispitivanje izluživanja i u statičkim i u dinamičkim uslovima koristi se posuđe izrađeno od plastike (PE), oblika cilindra $H = 13$ cm, $D = 9$ cm. Rastvor za izluživanje predstavlja homogen-jednofazni sistem koji čine destilovana voda kao rastvarač i rastvorljive komponente iz strukture cementnog matriksa. Rastvor za izluživanje se izmenjuje nakon sledećih vremenskih perioda: **1. dan, 3. dan, 5. dan, 7. dan, 14. dan, 21. dan, 28. dan**. Svaka izmena rastvora za izluživanje predstavlja inkrementalni doprinos ukupno izluženoj koncentraciji metala.

Iz navedenih ispitivanja [157] zaključeno je da:

- Mn i Pb se uopšte ne izlužuju iz cementnih matriksa 1, 2, 3, 4,;
- Cu i Zn se vrlo malo izlužuju iz cementnih matriksa, s tim što je i izluživanje Cu zanemarljivo, a sva količina Zn se izluži u prvih tri dana, mehanizmom spiranja sa površine cementnih matriksa;
- B se značajno izlužuje i to iz svih cementnih matriksa i nema uspostavljanje ravnoteže izluživanja B ni posle 28 dana;
- nema funkcionalne povezanosti između sastava i količine konstituenata cementnih matriksa;

* Beton - Određivanje čvrstoće pri pritisku betonskih tela izrađenih od svežeg betona

- mehaničke osobine ispitivanog cementnog matriksa su zadovoljavajuće.

Ovim probama je dokazano da se cementnim blokovima mogu vezati štetni minerali iz pepela naftnog mulja. Ispitivani probni cementni matriksi nisu sprečili izluživanje bora, stoga su dodatna eksperimentalna istraživanja radi utvrđivanja tačnih uticaja aditiva, sastava i načina vezivanja mikroelemenata u cement i beton koji se proizvodi u našoj zemlji, neophodna, što prevazilazi okvire ove teze.

8.2 Procena godišnjih energetske uštede na osnovu predloga tehnološkog rešenja

Predloženo tehnološko rešenje ne samo da rešava problem taloga u rezervoarima sirove nafte, na ekološki prihvatljiv način, već istovremeno omogućava iskorišćenje istog u energetske svrhe kao goriva sa izraženim energetske potencijalom.

Godišnji kapacitet od 3000 t naftnog mulja, koliko se u rezervoarima Rafinerije Pančevo akumulira godišnje, prema predloženom rešenju, omogućio bi izgradnju kotla korisne snage oko 1 do 1,5 MW. Takav kotao bi mogao da radi 300 dana godišnje 24 h dnevno. Srednji energetske ekvivalent 1 t naftnog mulja Rafinerije Pančevo iznosi približno 0,4 t mazuta, što znači da bi se primenom jednog ovakvog kotla ostvarivala ušteda od 1200 t mazuta godišnje.

Kao optimalno postrojenje, koje bi bilo izgrađeno, u cilju rešenja problema odlaganja naftnog mulja uz energetske uštede, usvojen je toplovodni kotao. Procena godišnjih ušteda, primenom jednog ovakvog kotla je data u tabeli 8.2.

Tabela 8.2. Godišnje uštede

<i>Parametar</i>	<i>Vrednost</i>
Raspoloživa količina naftnog mulja u rezervoarima Rafinerije Pančevo (A)	250 t/mesec
Toplotna moć naftnog mulja (srednja vrednost u Rafineriji Pančevo)	15 000 kJ/kg
Stepen korisnosti novog kotla	0,8
Prosečna snaga novog kotla pri radu tokom cele godine (12 meseci)*	1,447 MW
Cena mazuta**	65170 din/t

Devizni kurs za €***	112,9430 dinara/€
Cena mazuta u €(B)	577 €/t
Srednji energetski ekvivalent 1 t naftnog mulja Rafinerije Pančevo (V)	0,4 t mazuta
Godišnja ušteda koja se ostvaruje zamenom mazuta naftnim muljem iz rezervoara Rafinerije Pančevo (A×12×B×V)	692420 €/god
Trenutni troškovi odvoženja naftnog mulja iz Rafinerije Pančevo (G)	50 €/t
Godišnja ušteda koja se ostvaruje izbegavanjem odvoženja naftnog mulja iz Rafinerije Pančevo (A×12×G)	150 000 €/god
Ukupna godišnja ušteda****	842420 €/god

Napomena:

* - Režim rada 120/80°C

** - Važeće veleprodajne cene sa akcizom i PDV-om NIS Jugopetrol od 20.11.2012. god. [158]

*** - Prema zvaničnoj kursnoj listi za **21. novembar 2012.**

****- U okviru navedenih analiza nije uzet u obzir moguć ekonomski efekat korišćenja solidifikovanog pepela kao građevinskog materijala.

Detaljna procena investicionih ulaganja za predloženo rešenje je data u literaturi [159]. Na osnovu ovih podataka vreme povraćaja investicionog ulaganja je oko 14 meseci.

9. ZAKLJUČAK

Srbija ima znatan energetska potencijal u obnovljivim i drugim nekonvencionalnim izvorima energije, ali je on u nedovoljnoj meri iskorišćen. Najveći izazov u upotrebi obnovljivih i alternativnih vidova energije predstavlja prelazak na "čistije" tehnologije uz postizanje ekonomske isplativosti. Cilj Srbije je da, i pored tehnoloških izazova, nerazvijenog tržišta, nedostatka iskustva, određenih zakonskih i administrativnih ograničenja, poveća udeo energije iz obnovljivih i alternativnih izvora u potrošnji, što je i njena obaveza koja proističe iz članstva u Energetskoj zajednici Jugoistočne Evrope i preduslov za integraciju u energetska tržišta EU.

Među definisanim ciljevima održivog razvoja energetike Srbije [160] nalaze se: poboljšanje energetske efikasnosti, sigurnost i stabilnost snabdevanja, korišćenje obnovljivih izvora energije, upravljanje otpadom i smanjenje zagađenja životne sredine. Jedan od načina za istovremeno ispunjavanje niza ovih ciljeva je i korišćenje nekonvencionalnih alternativnih goriva u koja spadaju i tečna goriva opisana u ovoj tezi. Ova goriva se mogu sagorevati samostalno ili uz podršku nekog komercijalnog goriva, pa u izvesnoj meri mogu biti supstituenti fosilnim energentima, čime se unapređuje sigurnost snabdevanja domaće privrede, a uz primenu tehnologije sagorevanja u fluidizovanom sloju istovremeno se postiže i zadovoljenje ekoloških normi. Tehnologija sagorevanja u fluidizovanom sloju pored toga što termičkom razgradnjom omogućava efikasno i ekološki opravdano uklanjanje istrošenih, otpadnih i balastnih tečnih materija u industrijskim procesima, čime rešava problem njihovog kontrolisanog i nekontrolisanog odlaganja, omogućava i njihovo energetska iskorišćenje, što je primenom drugih tehnologija vrlo teško i najčešće neizvodljivo. Važno je istaći da je ova tehnologija preporučena od strane EU za sagorevanje otpadnih materija, pre svega zbog svoje velike termičke inertnosti i uobičajenih temperatura sagorevanja za ovaj tip ložišta ($\approx 850^{\circ}\text{C}$) koje su optimalne sa aspekta smanjene koncentracije NO_x jedinjenja u dimnim gasovima, kao i sa aspekta efikasnosti odsumporavanja krečnjakom u samom ložištu, pa ako nisu registrovane opasne materije u sastavu goriva, osim ciklona ili vrećastih filtera za izdvajanje čestica iz dimnog gasa nisu potrebni drugi dodatni uređaji za prečišćavanje dimnih gasova.

Bolje razumevanje efekata, značaja i pravilnog načina korišćenja tečnih nekonvencijalnih goriva, će utoliko pre dovesti do ostvarenja koristi od njihove upotrebe. Kao doprinos tim naporima, u ovoj tezi su prezentirani rezultati istraživanja kompleksnih strujno-termičkih procesa pri sagorevanju teških tečnih goriva u fluidizovanom sloju sa ciljem razvoja energetski efikasne i ekološki prihvatljive tehnologije za termičku dezintegraciju ovih goriva. U tu svrhu su oformljeni matematičko-numerički modeli koji su primenjeni za detaljnu simulaciju prodora bočnog mlaza u fluidizovani sloj (FS), prvenstveno sa aspekta doziranja gasovitog i tečnog goriva u ložište sa FS i izvedene serije merenja na poluindustrijskoj eksperimentalnoj instalaciji sa FS pri sagorevanju više vrsta tečnog goriva.

Detaljno poznavanje i razumevanje procesa doziranja goriva i njegovog mešanja sa inertnim materijalom i vazduhom u okviru radnog prostora ložišta je od izuzetnog značaja za definisanje optimalnih radnih parametara ložišta. Važnu ulogu, pri tome imaju parametri uvođenja bočnog mlaza fluida u FS, a numeričke simulacije predstavljaju efikasno sredstvo za analizu mogućih tehničkih rešenja uvođenja željene količine goriva i postizanja što efikasnijeg mešanja sa inertnim materijalom sloja.

U okviru teze su primenjena dva dvodimenzijaska matematičko-numerička (CFD) modela mlaznog doziranja u FS: sopstveni *fluid-porozni medijum* i *granularni Euler-Euler (KTGF) model* simulacije FS. Oba modela pri tom koriste dvo-fluidni pristup modeliranja gde se gas i gusta faza FS (sistem gas-čestice pri uslovima minimalne fluidizacije) posmatraju kao dva fluida sa različitim karakteristikama. U transportnim jednačinama prenosa količine kretanja efektivnog fluida, koji predstavlja gustu fazu FS, modelirana je interakcija fluid-čestice pri uslovima minimalne brzine fluidizacije, kao i interakcija između samih čestica.

Prvi od dva numerička modela predstavljena u ovom radu je fluid-porozni medijum model prodora gasovitog mlaza u fluidizovani sloj, zasnovan na postupku proračuna kod koga se gusta faza FS posmatra kao fiksni porozni medijum. Interakcija između gasa i čestica, kao i pojava mehuraste faze, je modelirana na osnovu bilansa sila trenja između gasa i čestica u gustoj fazi FS, pri čemu su uzete u obzir interakcije između čestica i efekti sudara čestica. Strujanje gasne faze kroz čestičnu (gustu) fazu i zone sa mehurovima (bezčestične zone) u FS je opisano pomoću transportnih jednačina prenosa količine kretanja turbulentnog toka spregnutih sa jednačinom kontinuiteta, uz

korekciju pada pritiska za zone ispunjene česticama u uslovima minimalne brzine fluidizacije (gusta faza FS). Matematički model sastavljen od seta međusobno povezanih, nelinearnih parcijalnih diferencijalnih jednačina, rešavan je numeričkim metodama baziranim na metodi kontrolnih zapremina i TEACH algoritmu, uz formiranje niza sopstvenih algoritama i rutina, neophodnih za definisanje svih specifičnosti ovakvog sistema. Ovakav pristup modeliranju FS je pogodan za brze inženjerske proračune *stacionarnog stanja* fluidizacionog medijuma u postrojenjima sa FS.

Drugi numerički postupak simulacije procesa u FS, predstavljen u tezi, je dvofluidni Euler-Euler model, koji uključuje kinetičku teoriju granularnog toka (*KTGF*), pri čemu je primenjen profesionalan CFD kod (FLUENT 6.3.26) na modeliranje interakcije između fluida i čestica fluidizovanog sloja. FLUENT dozvoljava prisustvo više faza u okviru jedne kontrolne zapremine numeričke mreže, definisanjem zapreminskog udela svake faze. Usvojen je isti pritisak za sve faze, jednak pritisku kontinualne faze. Momentna jednačina i jednačina kontinuiteta je rešavana za svaku fazu, pri čemu su se za granularnu računale granularna temperatura (fluktuirajuća energija čestica), viskoznost usled napona smicanja i zapreminska viskoznost, primenom kinetičke teorije granularnog strujanja. Koeficijent otpora između fluida i granularne faze je definisan primenom *Syamlal-O'Brien*-ovog modela. Numeričko rešavanje seta parcijalnih diferencijalnih jednačina ovog modela je takođe obavljeno primenom metode kontrolnih zapremina, pri čemu je sprezanje polja brzina i pritiska pri višefaznom strujanju izvršeno primenom Phase Coupled SIMPLE (PCSIMPLE) algoritma. Diskretizacija konvektivnih članova je obavljena po uzvodnoj šemi drugog reda. Ovi proračuni su *nestacionarni* i modeliraju prve trenutke formiranja mlaza.

U cilju verifikacije, rezultati proračuna primenom predloženih CFD modela su upoređeni sa rezultatima eksperimenata iz literature, kod kojih je na eksperimentalnom 2D modelu fluidizovanog sloja, uz pomoć video-kamere, obavljen niz merenja dužine prodora bočnog gasnog mlaza u FS. Rezultati numeričkog proračuna primenom fluid-porozni medijum modela FS i Euler-Euler granularnog modela se vrlo dobro slažu međusobno kao i sa eksperimentima i korelacijama *Yates*-a i *Hong*-a iz literature.

Numeričkim simulacijama mlaznog doziranja goriva u fluidizovani sloj razmatrana su dva uticajna parametra na sveukupni proces sagorevanja u sloju i to:

- dužina prodora mlaza i
- intenzitet mešanja komponenti (goriva u mlaznici i oksidatora u osnovnoj struji gasa za fluidizaciju), primenom modela održanja hemijskih komponenti u FS.

Na osnovu rezultata numeričke simulacije predloženim modelima je zaključeno da na dužinu prodora mlaza u FS izuzetan uticaj ima brzina fluida na izlazu iz mlaznice, dok ugao nagiba mlaza u odnosu na horizontalan položaj, kao i dubina uranjanja mlaznice, imaju manji uticaj na dužinu prodora mlaza u FS.

Analizom rezultata proračuna uticaja ulazne brzine goriva i ugla nagiba mlaza na intenzitet mešanja komponenti u sloju, dobijeni su podaci slični kao i u slučaju numeričke simulacije dužine prodora mlaza u FS, tj. da intenzitet mešanja značajno zavisi od ulazne brzine mlaza goriva, dok je uticaj ugla nagiba relativno slab. Međutim, prilikom analize uticaja visine uvođenja goriva, pokazano je da dubina uranjanja mlaznice u sloj, značajno utiče na intenzitet mešanja hemijskih komponenti u FS, i to tako da je *značajno veći intenzitet mešanja kada se bočni mlaz sa gorivom postavi u nižim zonama sloja*, što nije bilo moguće zaključiti samo na osnovu analize dužine prodora mlaza u FS.

Efekat boljeg mešanja goriva i oksidatora pri dubljem postavljanju mlaznice u sloj potvrđen je serijom eksperimenata na poluindustrijskoj eksperimentalnoj instalaciji sa fluidizovanim slojem za sagorevanje teškog tečnog goriva. Pri dubljem uranjanju mlaznice u sloj zona intenzivnog sagorevanja se pomera dublje u sloj uz smanjenje dogorevanja goriva iznad sloja, a direktan indikator efikasnijeg sagorevanja u sloju je smanjena koncentracija CO u dimnim gasovima (u eksperimentu sa model gorivom pri dublje uronjenoj mlaznici koncentracija CO u dimnim gasovima je više nego deset puta manja, nego u režimu sa pliće uronjenom mlaznicom).

Pored potvrde rezultata numeričkih modela, eksperimenti na pilot postrojenju sa FS sa sagorevanjem nekoliko vrsta tečnih goriva različitih po sastavu i termo-fizičkim karakteristikama, su potvrdili značaj adekvatne pripreme fluidizacionog ložišta i načina doziranja tečnih goriva u fluidizovan sloj. Osnovno težište zaključaka vezanih za izvršena ispitivanja podobnosti sagorevanja predmetnih tečnih goriva u fluidizovanom sloju odnosila su se na stabilnost i kvalitet sagorevanja što podrazumeva:

- efikasnost (potpunost) sagorevanja, čiji je direktan indikator koncentracija ugljen monoksida u dimnim gasovima

- zadovoljenje kriterijuma o zaštiti životne sredine, merenjem emisije SO_x i NO_x u dimnim gasovima
- i lociranje zone intenzivnog sagorevanja, na osnovu izmerenih temperatura po visini ložišta.

Analizom rezultata eksperimenata izvedeni su, pored osnovnog zaključka da se sagorevanje teških tečnih goriva, različitog i neujednačenog sastava, generalno stabilno i efikasno sagoreva u fluidizacionom ložištu i sledeći zaključci:

- Mešanje tečnog goriva sa vodom pored toga što olakšava doziranje, dovodi i do pomeranja zone intenzivnog sagorevanja dublje u fluidizovan sloj, uz smanjenje emisije CO, čime se postiže efikasnije sagorevanje. Efekat je naročito izražen kod tečnih goriva sa visokim sadržajem volatila, koja pokazuju tendenciju postsagorevanja u prostoru ložišta iznad sloja.
- Ni u jednom režimu sagorevanja predmetnih goriva nije registrovana koncentracija štetnih gasova (CO, SO_x i NO_x) koja prekoračuje zakonsku regulativu.
- Veliki višak vazduha λ , zabeležen prilikom sagorevanja svih predmetnih tečnih goriva je posledica načina kontrolisanja temperature fluidizovanog sloja koja je vršena regulisanjem protoka goriva.
- Posmatranje plamena kroz revizioni otvor ložišta potvrdilo je postojanje intenzivnog mešanja u sloju prilikom svih ispitivanja, kao i dobre ispunjenosti plamena po zapremini ložišta unutar sloja, ali je zabeležena i pojava plamena iznad ekspaniranog fluidizovanog sloja, usled dogorevanja dela goriva koje je prošlo kroz sloj bez sagorevanja (u slučajevima sagorevanja pri manjim dubinama uranja mlaznice u sloj, kao i pri doziranju goriva koje prethodno nije pomešano sa vodom).
- Nije zabeležena aglomeracija i sinterovanje materijala sloja.

Kao što je navedeno, u okviru eksperimenata na pilot ložištu sa doziranjem tečnog goriva u FS, uočeno je povlačenje zona intenzivnog sagorevanja ka oblastima dublje ispod površine sloja prilikom sagorevanja tečnog goriva sa značajnim sadržajem vode, u odnosu na gorivo bez, odnosno sa manjim sadržajem vlage. Pored pretpostavke nekih autora, koji ovaj efekat objašnjavaju time što se mešanjem goriva sa vodom odlaže početak devolatalizacije, pa gorivo i gasovi duže ostaju u sloju, u ovoj tezi se razmatrao i drugi aspekt ove pojave. Naime, voda u gorivu intenzivira mešanje goriva i oksidatora, usled nagle ekspanzije pare na ulazu u ložište, čime se povećava dužina prodora mlaza u

FS u kome se gorivo dozira bočno u sloj. Prema tome, naglim prelaskom vode u parno stanje prilikom ulaska mlaza u zagrejan FS ($\approx 900\text{C}$), izaziva se proširenje ulaznog mlaza i bolje mešanje goriva sa oksidatorom (vazduhom), kao i razbijanje tečnog (još neisparenog) goriva na sitne kapi i povećanje površine dodira goriva sa oksidatorom. Efekat je primećen i kod lako i teže isparljivih tečnih goriva, pri čemu kod lako isparljivih goriva efekat boljeg mešanja volatila goriva sa oksidatorom, usled proširenja ulaznog mlaza, ima izraženiji uticaj od efekta razbijanja tečnog goriva na sitne kapi.

U cilju potvrde pretpostavke o efektu boljeg mešanja goriva sa oksidatorom kada se tečno gorivo, koje sadrži znatnu količinu vlage, dozira u fluidizaciono ložište, urađene su numeričke simulacije prodora mlaza trofaznih sistema, primenom Euler-Euler granularnog (KTGF) modela FS: gas (volatili, oksidator i vodena para), čestice sloja i tečna voda/tečno gorivo. Slučaj sagorevanja lako isparljivog goriva analiziran je simuliranjem prodora mlaza koji sadrži isparljive komponente goriva i tečnu vodu, a slučaj teško isparljivog goriva razmatran je simulacijom mlaza sa mešavinom ulja i vode. Kinetika isparavanja vode na ulasku u FS je definisana prema analogiji sa modelom homogenih hemijskih reakcija, uz primenu *Arrhenius*-ovog izraza za konstantu brzine reakcije promene faze. Ovim nestacionarnim proračunima modelirani su prvi trenuci formiranja mlaza.

Primenjena su dva načina obrade rezultata numeričke simulacije doziranja tečnog goriva u FS, u cilju kvantitativne analize uticaja sadržaja vode u gorivu na izmešanost volatila, odnosno dispergovanih kapi goriva i kiseonika iz vazduha za fluidizaciju. Oba načina analize rezultata numeričke simulacije horizontalno doziranog goriva u fluidizaciono ložište, pokazuju da sadržaj vode u mlazu sa gorivom povećava udeo prostora, odnosno protoka sa gorivom smešom, odakle se može zaključiti *da udeo vode u gorivu potpomaže efekat mešanja goriva i oksidatora*, u zoni neposredno iza mesta uvođenja mlaza. Pored toga, simulacijama je pokazano da *voda u gorivu utiče na proširenje udela gasne faze u fluidizovanom sloju i na taj način na ekspanziju prodora mlaza u FS*.

Na osnovu serije numeričke simulacije procesa i eksperimentalnih ispitivanja sagorevanja različitih teških tečnih goriva na pilot instalaciji sa FS, predloženo je originalno tehnološko idejno rešenje sagorevanja TTG-a u fluidizovanom sloju, sa odsumporavnjem na licu mesta, u zavisnosti od kvaliteta i karakteristika goriva.

Predloženo tehnološko rešenje ne samo da rešava problem odlaganja TTG, na ekološki prihvatljiv način, već istovremeno omogućava iskorišćenje istog u energetske svrhe. Oslobođena toplotna energija bi se koristila u proizvodnom procesu ili za komunalno grejanje. Pri tome je, međutim, prioritet rešavanje ekoloških problema, a toplotna vrednost TTG-a omogućava dodatnu potencijalnu prednost sagorevanja. Sa druge strane, sagorevanje ovakvih tečnih, ali viskozni i gustih materija neujednačenog sastava nije lako rešiti, uz istovremeno zadovoljenje ekoloških normi, što je bio ključni problem prilikom iznalaženja optimalnog tehničkog rešenja.

U okviru ovog tehnološkog rešenja predviđena je i inertizacija pepela dobijenog sagorevanjem TTG-a putem solidifikacije pa su u tezi prikazani i probni rezultati solidifikacije. Provera kvaliteta cementnih matriksa sa pepelom naftnog mulja vršena je putem proba "leaking test"-a, a mehanička otpornost solidifikata određivanjem čvrstoće solidifikovanih uzoraka pepela. Ovim probama je dokazano da se cementnim blokovima mogu vezati štetni minerali iz pepela naftnog mulja. Ispitivani probni cementni matriksi nisu sprečili izluživanje bora, stoga su neophodna dodatna eksperimentalna istraživanja radi utvrđivanja tačnih uticaja aditiva, sastava i načina vezivanja mikroelemenata u cement i beton koji se proizvodi u našoj zemlji, što prevazilazi okvire ove teze.

Takođe je urađena i procena godišnjih ušteda, primenom jednog ovakvog postrojenja, koja iznosi 842420 evra godišnje uz napomenu da u okviru navedenih analiza nije uzet u obzir moguć ekonomski efekat korišćenja solidifikovanog pepela kao građevinskog materijala.

Država je usvojila nacionalnu strategiju za upravljanje otpadom, koja će u potpunosti uvesti evropske standarde u oblasti iskorišćenja otpada do 2019. Rešavanje problema nagomilavanja tečnih otpadnih materija iz rafinerija, metalurške, prehrambene i dr. grana industrije i njegovog neadekvatnog uklanjanja, sagorevanjem u fluidizovanom sloju uz iskorišćenje toplotne moći ovih materija osim ekološkog i energetskog imalo bi i širi društveno-ekonomski značaj koji se ogleda u:

- angažovanju domaće tehnologije i goriva - alternativnih izvora energije,
- istraživanju tehničkih i ekonomskih uslova za solidifikaciju pepela nastalog sagorevanjem teških tečnih goriva,
- obezbeđivanju značajnog broja novih radnih mesta, čime se postiže pozitivan socijalni uticaj u zemlji,

- promociji saradnje domaćih istraživačkih i razvojnih centara sa sličnim institucijama u inostranstvu sa mogućnošću udruživanja i zajedničkog delovanja na međunarodnom tržištu.

Naučni doprinos ove doktorske teze se pre svega ogleda u prezentovanim rezultatima obimnih eksperimentalnih istraživanja koja su omogućila verodostojan opis složenih procesa koji se javljaju pri sagorevanju teških tečnih goriva, kao što su: definisanje kinetike procesa i izbor optimalnih režima rada u zavisnosti od kvaliteta i karakteristika goriva, pri čemu je akcenat stavljen na uticaj sadržaja vlage u gorivu i lociranje zone intenzivnog sagorevanja goriva doziranog u sloj. Pored toga, posebna pažnja je posvećena problemima doziranja goriva direktno u FS.

Oformljen su matematičko-numerički modeli primenjeni na numeričku simulaciju procesa vezanih za mlazno doziranje goriva u ložište sa fluidizovanim slojem. Dvodimenzijski matematičko-numerički modeli mlaznog doziranja u FS, sastavljeni su od više međusobno spregnutih segmenata, kao što su model turbulentnog strujanja gasa, model strujanja u poroznom medijumu, odnosno kinetički model granularnog toka, kao i model turbulentnog mešanja višekomponentnih i višefaznih sistema. Matematički modeli sadrže set međusobno povezanih, parcijalnih diferencijalnih jednačina, koje su rešavane numeričkim metodama baziranim na TEACH algoritmu, odnosno FLUENT-ovim kodom, uz formiranje niza sopstvenih algoritama i rutina, neophodnih za definisanje svih specifičnosti ovakvog sistema. Razvijeni programi za numeričku simulaciju prodora mlaza su veoma korisni prilikom formiranja rešenja za sagorevanje tečnog i gasovitog goriva u reaktoru sa FS, jer se pomoću njih može brzo i relativno jednostavno analizirati niz mogućih tehničkih rešenja uvođenja željenog kapaciteta goriva u reaktor sa FS, a da se postigne što efikasnije mešanje sa inertnim materijalom FS. Pored toga, razvijen Euler-Euler granularni model fluidizovanog sloja je korišćen za analizu efekta registrovanog u okviru eksperimenata na fluidizacionom pilot ložištu sa doziranjem tečnog goriva u sloj, kada je uočeno povlačenje zona intenzivnog sagorevanja prema oblastima dublje ispod površine sloja prilikom sagorevanja tečnog goriva sa značajnim, u odnosu na gorivo sa manjim sadržajem vode, tj. u odnosu na gorivo koje nije predmešano sa vodom.

Zaključak proistekao iz rezultata eksperimenata i numeričke simulacije, da voda u gorivu potpomaže efekat mešanja goriva i oksidatora u sloju, usled naglog prelaska vode u parno stanje i proširenja ulaznog mlaza kod lakše, odnosno usled razbijanja tečnog goriva na sitne kapi, kod teško isparljivih goriva je krucijalni doprinos ove teze. Prezentirani rezultati su od praktičnog značaja za optimizaciju sagorevanja različitih tečnih goriva u FS, naročito onih nekonvencijalnih, kao što su naftni talozi i otpadne tečne materije, čije bi se sagorevanje optimizovalo uvođenjem odgovarajuće smeše goriva i vode.

Na osnovu serije eksperimentalnih ispitivanja i numeričke simulacije procesa sagorevanja različitih teških tečnih goriva na pilot instalaciji sa FS, predloženo je originalno rešenje termičke dezintegracije TTG u ložištu sa FS.

Tehnologija sagorevanja u fluidizovanom sloju tečnih i drugih materija sa karakteristikama nekovencijalnih, najčešće niskokaloričnih goriva pruža pregršt mogućnosti za dalja istraživanja kako eksperimentalna tako i u razvoju modela fluidizacije i mlaznog doziranja.

Kao nastavak istraživanja koja su izneta u ovoj tezi u saradnji Laboratorije za termotehniku i energetiku Instituta Vinča i preduzeća TIPO kotlogradnja, u okviru projekta TR18219 Ministarstva za nauku i tehnološki razvoj, napravljen demonstracioni, industrijski kotao za sagorevanje otpadnih materija (snage 500 kW) u krugu Fabrike kotlova TIPO iz Beograda. Na ovom demonstracionom postrojenju su izvedena probna ispitivanja sa sagorevanjem čvrstih otpadnih materija –papirnog mulja –otpada iz tehnologije prerade reciklažnog papira i nekomercijalnog kolubarskog uglja sitne granulacije sa doziranjem na sloj. Kao nastavak navedenih istraživanja planira se proširenje spektra materijala koji se može sagorevati u razvijenom ložištu, što podrazumeva, u prvom redu, razvoj i konstrukciju dodatnih sistema za doziranje insineracionog goriva *u* i *na* sloj inertnog materijala, kao i linije za uvođenje dopunskog goriva u cilju podrške sagorevanja otpadnog materijala sa izrazito niskom toplotnom moći, odnosno veoma neujednačenog sastava. Unapređenjem i nadgradnjom demonstracionog kotla, formirala bi se eksperimentalna baza sagorevanja različitih otpadnih materija u FS u industrijskim razmerama.

Kako demonstraciono postrojenje ima mogućnost kontrolisanja temperature sloja putem izmenjivača toplote, naredna ispitivanja bi trebala biti usmerena ka određivanju parametara sagorevanja u zavisnosti od promene viška vazduha. Takođe bi trebalo planirati i ispitivanja temperaturskog polja u radijalnom pravcu, kao i uzorkovanje gasa na više mesta po visini ložišta.

Dalja naučna istraživanja pre svega bi trebalo bazirati na razvoju predloženih CFD modela uvođenjem monofaznih i heterogenih hemijskih reakcija, kao i uvođenjem 3D simulacije kojom bi se mogli simulirati realni uslovi doziranja goriva kroz mlaznicu u sloju.

Široka tema kao što je sagorevanje u fluidizovanom sloju tečnih i drugih nekonvencijalnih goriva svakako pruža mnogo prostora za dalja naučna istraživanja, a ovde su pobrojana samo neka možda najvažnija i najinteresantnija sa stanovišta autora.

REFERENCE

- [1] Patiaka, D., Quality Control of Environmentally Friendly Fuels, Laboratory Methods for Air pollution Control, INTERREG III A/CARDS, Greece-F.Y.R.O.M., 2007, <http://library.certh.gr/libfiles/PDF/PATIAKA-EKETA-1638-QUALITY-CONTROL-in-Seminar-2-PP-279-290-Y-2007.pdf%22>
- [2] Valent, V. i saradnici, Energijski potencijali u svetu i njihov značaj u celulozno-papirnoj industriji, *Hem. ind.*, 62 (2008), 4, 223–232, DOI:10.2298/HEMIND0804223V, <http://www.doiserbia.nb.rs/img/doi/0367-598X/2008/0367-598X0804223V.pdf>
- [3] ***, International Energy Agency IEA, World Energy Outlook Jan.2008, PRINTED IN FRANCE BY STEDI MEDIA (612008231P1), ISBN-13: 978 92 64 04560-6 <http://www.worldenergyoutlook.org/media/weowebiste/2008-1994/WEO2008.pdf>
- [4] ***, Voluntary Reporting of Greenhouse Gases Program, Energy Information Administration, August 2009, <http://www.eia.doe.gov/oiaf/1605/coefficients.html>.
- [5] ***, Fossil Fuel Power Generation - State-of-the-Art, PowerClean Thematic Network, 2005. http://www.irc.ee/6rp/valdkonnad/P6/energia/Powerclean_state_of_the_art_final.pdf
- [6] Kjärstad, J., Johnsson, F., The European Power Plant Infrastructure - Presentation of the Power Plant Infrastructure with Applications, *Energy Policy*, 35 (2007), 7, 3643-3664, DOI:10.1016/j.enpol.2006.12.032, <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0301421506005155#>
- [7] ***, Godišnji izveštaj agencije za energetiku za 2011. godinu, Izveštaj o stanju u energetsom sektoru Srbije, Beograd, maj 2012 <http://www.aers.rs/Files/Izvestaji/Ostali/Izvestaj%20Agencije%202011.pdf>
- [8] Werther, J., Ogada, T., Sewage Sludge Combustion, *Progress in Energy and Combustion Science*, 25 (1999), 1, 55-116, DOI:[10.1016/S0360-1285\(98\)00020-3](https://doi.org/10.1016/S0360-1285(98)00020-3)
- [9] M. Ilić, Contratto di consulenza professionale stipulato con il Dipartimento di Ingegneria Chimica ed Alimentare dell'Universita degli Studi di Salerno, 14.sep.2001., Italija

- [10] Okasha, F. M., El-Emam, S. H., Mostafa, H. K., Fluidized Bed Combustion of a Heavily Liquid Fuel, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 27 (2003), 4, 473-480, DOI:10.1016/S0894-1777(02)00250-9 - 1-s2.0-S0894177702002509-main.pdf
- [11] R. Yan, D. Tee Liang, L. Tsen, Case studies-Problem solving in fluidized bed waste fuel incineration, *Energy Conversion and Management*, 46 (2005) 1165-1178.
- [12] Mladenović, M. i saradnici, Karakterizacija uzoraka teškog naftnog goriva (TNG), NIV-ITE 312, Institut VINČA, Beograd, 2006.
- [13] Mladenović, M. R. i saradnici, Vertikalni profil temperature u instalaciji za sagorevanje otpadnih goriva sa fluidizovanim slojem, *Termotehnika*, 38 (2012), 1, 11-24, ISSN 0350-218X.
- [14] Mladenović M. R., et. al., Numerical simulation of non-conventional liquid fuels feeding in a bubbling fluidized bed combustor, *Thermal Science*, (2013). OnLine-First (00):7-7, DOI:10.2298/TSCI121116007M,
- [15] Beškoski, V. P., Bioremedijacija zemljišta kontaminiranog naftom i naftnim derivatima: mikroorganizmi, putanje razgradnje, tehnologije, *Hem. Ind.* 66 (2012), 2, 275–289, DOI: 10.2298/HEMIND110824084B
<http://www.bremgroup.com/download/NSInvestExpo.pdf>
- [16] Strategija upravljanja otpadom za period 2010-2019. godine, *Službeni glasnik RS*, 2010 broj 29/10
- [17] Upravljanje opasnim otpadom u Republici Srbiji, Ministarstvo životne sredine i prostornog planiranja, 2011
<http://www.twinning-hw.rs/wp-content/uploads/2011/05/Upravljanje-opasnim-otpdom-u-RS.pdf>
- [18] ***, BIOFUELS BAROMETER, A study carried out by EurObserv'ER, jul 2009,
<http://www.eurobserv-er.org/pdf/baro192.pdf>
- [19] Zakon o potvrđivanju Kjoto protokola uz Okvirnu konvenciju Ujedinjenih nacija o promeni klime, *Službeni glasnik RS - Međunarodni ugovori*, broj 88/07, 2007
- [20] Renzo, A. D., Mario, F. P. D., Homogeneous and bubbling fluidization regimes in DEM–CFD simulations: Hydrodynamic stability of gas and liquid fluidized beds, *Chemical Engineering Science*, 62 (2007), 1-2, 116 – 130, DOI: [10.1016/j.ces.2006.08.009](https://doi.org/10.1016/j.ces.2006.08.009)

- [21] Enwald, H., et. Al., Simulation of the fluid dynamics of a bubbling fluidized bed. Experimental validation of the two-fluid model and evaluation of a parallel multiblock solver, *Chemical Engineering Science*, 54 (1999), 3, 311-328, DOI:[10.1016/S0009-2509\(98\)00186-9](https://doi.org/10.1016/S0009-2509(98)00186-9).
- [22] Nacionalna strategija za uključivanje Republike Srbije u mehanizam čistog razvoja -Upravljanje otpadom, poljoprivreda i šumarstvo, Ministarstvo životne sredine i prostornog planiranja, 2010, *Službeni glasnik RS, broj 8/10*
- [23] Ravelli, S., Perdichizzi, A., Barigozzi, G., Description, Applications and Numerical Modelling of Bubbling Fluidized Bed Combustion in Waste-to-Energy Plants, *Progress in Energy and Combustion Science* 34 (2008), 2, 224-253, DOI: 10.1016/j.pecs.2007.07.002. ISSN: 0360-1285.
- [24] Oka, S. N., *Fluidized Bed Combustion*, MARCEL DEKKER, Inc. New York, Basel, September 2003
- [25] Basu, P., *Combustion and Gasification in Fluidized Beds*, Taylor & Francis Group, LLC, 2006
- [26] ***, Tehnical Study Report, *Biomass Fired FBC Boiler for Cogeneration*, UNEP-DTIE Energy Branch,
http://www.unep.org/climatechange/mitigation/Portals/93/documents/EnergyEfficiency/FBC_30_sep_2007.pdf
- [27] Koornneef, J., Jungiger, M., Faaij, A. , Development of FBC-An overview of trends, performance and cost, *Progress in Energy and Combustion Science* 33 (2007) 19-55
- [28] Johnsson, F., Fluidized Bed Combustion for Clean Energy, *Proceedings*, 2007 ECI Conference, The 12th International Conference on Fluidization - New Horizons in Fluidization Engineering, Vancouver, Canada, 2007, 2, 46-62
- [29] Toher, J. G., *Use of CFB for Flue Gas Desulfurization*, Lurgi-Lentjes N. America, SAD, 2010
http://www.carmeusena.com/files/files/TechPapersReports/cfb_20fgd_2.pdf
- [30] Hupa, M., Current Status and Challenges Within FBC, in: *Advanced Combustion and Aerothermal Technologies*,(Ed. Nick Syred, Artem Khalatov), Springer, Dordrecht, Netherlands, 2007, 87-101,
- [31] ***, Fossil Fuel Power Generation, State-of-the-Art, Power Clean Thematic Network, 2005.

- http://www.irc.ee/6rp/valdkonnad/P6/energia/Powerclean_state_of_the_art_final.pdf
- [32] Saxena, S.C., Jotshi, C.K., Fluidized Bed Incineration of Waste Materials, *Prog. Energy Combust. Sci.* 20 (1994), 4, 281-324, DOI: [10.1016/0360-1285\(94\)90012-4](https://doi.org/10.1016/0360-1285(94)90012-4)
- [33] Gavrilescu, D., Energy From Biomass in Pulp and Paper Mills, *Environmental Engineering and Management Journal*, 7 (2008), 5, 537-546
- [34] Coda B., Studies on ash behavior during cocombustion of paper sludge in fluidized bed boilers, *PhD Thesis, Institut fuer Verfahrenstechnik und Dampfkesselwesen, Universitaet Stuttgart, Germany*, 2004
- [35] Fuentes, M. J., et. al., Pyrolysis and Combustion of Waste Lubricant Oil from Diesel Cars: Decomposition and Pollutants, *J. Anal. Appl. Pyrolysis*, 79 (2007), 1-2, 215-226
- [36] Ramasamy, K. K., Raissi, A. T., Hydrogen Production from Used Lubricant Oils, *Catalysis Today*, 129 (2007), 3-4, 365-371
- [37] Schneider, D. R., Bogdan, Ž., Effect of Heavy Fuel Oil/Natural Gas Co-Combustion on Pollutant Generation Retrofitted Power Plant, *Applied Thermal Engineering*, 27 (2007), 11-12, 1944-1950
- [38] Andre, R. N., et. al., Fluidized Bed Co-Gasification of Coal and Olive Oil Industry Wastes, *Fuel*, 84 (2005), 12-13, 1635-1644
- [39] [Council Directive 75/439/EEC of 16 June 1975 on the disposal of waste oils](#)
- [40] Directive [2009/28/EC](#) of the European Parliament and of the Council of 23 April 2009 on the promotion of the use of energy from renewable sources and amending and subsequently repealing Directives 2001/77/EC and 2003/30/EC
- [41] Bridgwater, A.V., Peacocke, G.V.C., Fast pyrolysis processes for biomass, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 4 (2000), 1-73
<http://envsus610.110mb.com/pyrolysis5.pdf>
- [42] ***, Industrial Fuels & Power, *Bio-oil production integrated to a FB boiler – experiences from pilot operation*, 2010, <http://www.ifandp.com/article/006550.html>
- [43] Pillai, K.K., Elliott, D.E., The feasibility of heavy oil combustion in shallow fluid beds. *Journal of Institute of Fuel* December (1976), 206-210
- [44] Keler, V.R., Berg, B.V., Investigation of the process of fluidized bed combustion of liquid fuel, *Teploenergetika*, 10 October 1979, 60–62
- [45] Berg, B.V., Keler, V.P., Podshivalov, V. G, Vasinov, E.A., *Teploenergetika* 8 (1983), 51-53

- [46] Roberts, A. G., Stanton, J. E., Wilkins D. M., Beacham, B. and Hoy, H. R., Combustion of Coal and Oil Under Pressure, *Proceedings, Fluidised Combustion Conference, Institute of Fuel Symposium Series No. 1*. Institute of Fuel, London, UK, 1975, pp. D4.1-D4.11 1975.
- [47] Beacham, B. and Marshall, A. R., Experience and Results of FB Combustion Plant at Renfrew, *J. Inst. Energy.*, 52 (June 1979), 411, pp. 59-64. ISSN0144-2600
- [48] Barker D. and Beacham B., Development and Commercial Application of Liquid-Fuelled Fluidised Combustion, *Proceedings of the Inst. Of Fuel Conf. "Fluidized Combustion: Systems and Applications"*, London , UK, 1980, p.IA-3-1.
- [49] Enyakin Y.P., Zaitseva M.P., Maidanic M.N., Bozhevol'nova E.V., Maslennikova N.S., Pozhogina A.N., Terzieva V.F., Investigation of residual oil combustion in the fluidized bed of an inert granular material, *Teploenergetika 12* (1980), pp. 33–36
- [50] Borodulya, V. A., Dikalenko, V. I., Dobkin, S. M.; Markevich, I. I., Fluidized-Bed Burning of Volatiles and Liquid Fuel Vapor, *Heat Transfer Res.*, 24 (1992), 6, 832-839. ISSN [1064-2285](#)
- [51] Miccio F., Miccio M., Repetto L., Traniello G. A., Dispersion and Combustion of a Bitumen-based Emulsion in Bubbling Fluidized Bed, *Proceedings on CD-ROM, 15th International Conference on Fluidized Bed Combustion*, ed., R. B. Reuther, ASME, FBC99-0141., 1999, pp. 1354–1376.
- [52] Kerr, K., Probert, S.D., Fluidised-bed incineration of acid tar wastes, *Applied Energy*, 35 (1990), 3, 189-243
- [53] Legros, R., Lim, C.J., Brereton, C.M.H., J.R. Grace, Circulating fluidized bed combustion of pitches derived from heavy oil upgrading, *Fuel*, 70 (December 1991), 12, 1465-1471.
- [54] Brereton, C. M. H., Lim, C. J., Grace, J. R., Luckos, A. and Zhu, J., Pitch and coke combustion in a circulating fluidized bed, *Fuel*, 74 (1995) 10, 1415-1423, DOI:[10.1016/0016-2361\(95\)00105-E](#)
- [55] Lafanechere, L., Thomas, P., Evrard, R., and Briand, P., Environmental, Thermal and Hydrodynamic Influence of the Fuel Combustion in the CFB Plant of SOMEDITH (60 MWth), *Proceedings*, 16th International Conference on Fluidized

- Bed Combustion, ed., D. W. Geiling, ASME, CD-ROM FBC01-0067, Reno, Nevada, May 13-16, 2001.
- [56] Wu, S., Tuncay, J., and Sellakumar, K. M., Combustion Characteristics of Refinery Residues in Circulating Fluidized Beds and Their Byproducts, *Proceedings*, 16th International Conference on Fluidized Bed Combustion, ed., D. W. Geiling, ASME, CD-ROM FBC01-0185, Reno, Nevada, May 13-16, 2001.
- [57] Barczus, C., Thorsten., B., Bjorn, H. and Viktor, S., Combustion of Liquid Refinery Residues in a Circulating Fluidized Bed: Experimental Investigations on the Combustion Characteristics and the Pollutant formation, *Proceedings* 16th International Conference on Fluidized Bed Combustion, Reno, Nevada, May 13-16, 2001.
- [58] Anthony, E. J. & Lu, D. Y. , Combustion Characteristics of Heavy Liquid Fuels in a Bubbling Fluidized Bed, *Journal of Energy Resources Technology*, 124 (MARCH 2002), 1, 40-46, DOI: 10.1115/1.1446475
<http://scitation.aip.org/getpdf/servlet/GetPDFServlet?filetype=pdf&id=JERTD200012400000100004000001&idtype=cvips&prog=normal>
- [59] North, B., Eleftheriades, C., and Engelbrecht, A., Destruction of a High Sulphur Pitch in an Industrial Scale Fluidized Bed Combustor, *Proceedings* 15th International Conference on Fluidized Bed Combustion, ed., R. B. Reuther, ASME, CD-ROM FBC99-0017, Savannah, GA, 1999
- [60] Miccio F., Kalisz S., Baxter D., Svoboda K., Combustion of Liquid Bio-Fuels in an Internal Circulating Fluidized Bed, *Chem. Eng. J.*, 143 (2008) 1-3, 172-179. DOI:[10.1016/j.cej.2008.04.002](https://doi.org/10.1016/j.cej.2008.04.002)
- [61] Okasha, F.M., Miccio, F., Modeling of wet jet in fluidized bed, *Chemical Engineering Science*, 61 (2006),10, 3079-3090.
- [62] Shen, L., Zhang, D.K., An experimental study of oil recovery from sewage sludge by low-temperature pyrolysis in FB, *Fuel* 82 (2003),4, 465-472
- [63] Miccio, F., Okasha F.M., Fluidized bed combustion and desulfurization of a heavy liquid fuel, *Chemical Engineering Journal* 105 (2005.), 3, 81-89.
- [64] Stubington, J.F., Davidson, J.F., Gas-phase combustion in fluidized beds. *AIChE Journal*, 27 (1981),1, 59-65.

- [65] [Miccio](#), M., [Miccio](#), F., Fluidized Combustion of Liquid Fuels: Pioneering Works, Past Applications, Today's Knowledge and Opportunities, [Proceedings of the 20th International Conference on Fluidized Bed Combustion](#) 2010, Part 1, 71-82
- [66] Anthony, E.J., Granatstein, D.L., Sulfation phenomena in fluidized bed combustion systems, *Progress in Energy and Combustion Science* 27 (2001), 2, 215–236 DOI: [10.1016/S0360-1285\(00\)00021-6](https://doi.org/10.1016/S0360-1285(00)00021-6)
- [67] Borodulya, V. A., Fluidized Bed Combustion is the Universal technology of Firing Fossil Fuels and Various Types of Wastes, in: *Advanced Combustion and Aerothermal Technologies* (Ed. Syred, Nick; Khalatov, Artem), Springer, Dordrecht, The Netherlands, 2007 103–112. DOI:10.1007/978-1-4020-6515-6_9 <http://www.springerlink.com/content/rm6x5m217625r740/fulltext.pdf>
- [68] Merry, J.M.D., Penetration of a horizontal gas jet into a fluidised bed, *Transactions of the Institution of Chemical Engineers and the Chemical Engineer*, 49 (1971), 4, 189-195.
- [69] Yang, W.C., and Keairns, D.L., (1979). Estimating the jet penetration depth of multiple vertical grid jets, *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, 18 (1979), 4, 317-320;
- [70] Filla, M., Massimilla, L., and Vaccaro, S., Gas jets in fluidized-beds - the Influence of particle-size, shape and density on gas and solids entrainment, *International Journal of Multiphase Flow*, 9, (1983), 3, 259-267;
- [71] Grace, J.R., and Lim, C.J., Permanent jet formation in beds of particulate solids, *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 65, (1987), 1, 160-162;
- [72] Cleaver, J.A.S., Ghadiri, M., Tuponogov, V.G., Yates, J.G., and Cheesman, D.J., Measurement of jet angles in fluidized-beds, *Powder Technology*, 85, (1995), 3, 221-226.
- [73] Vaccaro, S., Analysis of the variables controlling gas jet expansion angles in fluidized beds, *Powder Technology*, 92, (1997), 3, 213-222.
- [74] Vaccaro, S., Musmarra, D., and Petrecca, M., Evaluation of the jet penetration depth in gas-fluidized beds by pressure signal analysis, *International Journal of Multiphase Flow*, 23, (1997), 4, 683-698.

- [75] Musmarra, D., Influence of particle size and density on the jet penetration length in gas fluidized beds, *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 39, (2000), 7 2612-2617.
- [76] Hong, R.Y., Guo, Q.J., Luo, G.H., Zhang, J.Y., and Ding, J., On the jet penetration height in fluidized beds with two vertical jets, *Powder Technology*, 133, (2003), 1-3, 216-227.
- [77] Zhang, K., Zhang, J.Y., and Zhang, B.J., CFD simulation of jet behaviour and voidage profile in a gas-solid fluidized bed, *International Journal of Energy Research*, 28, (2004), 12, 1065-1074.
- [78] Shakhova, N.A., Discharge of turbulent jets into a fluidized bed, *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 14, (1968), 1, 32-36.
- [79] Zenz, F.A., Bubble formation and grid design, *ICHEME Symposium Series*, (1968), 30, 136-139.
- [80] Rajan, S., and Christoff, J.D., Effect of horizontal air jet penetration on the combustion of coal in a fluidized-bed, *Journal of Energy*, 6 (1982), 2, 125-131.
- [81] Xuereb, C., Laguerie, C., and Baron, T., Behavior of horizontal or inclined continuous jets gas-injected into a fluidized-bed.1. Morphology of the jets, *Powder Technology*, 67 (1991), 1, 43-56.
- [82] Xuereb, C., Laguerie, C., and Baron, T., Behavior of horizontal or inclined continuous jets introduced to a fluidized-bed by a gas.2. Gas velocity profiles in horizontal jets, *Powder Technology*, 64, (1991), 3, 271-283.
- [83] Chen, L.B., and Weinstein, H., Shape and extent of the void formed by a horizontal jet in a fluidized-bed, *AIChE Journal*, 39, (1993), 12, 1901-1909.
- [84] Chyang, C.S., Chang, C.H., and Chang, J.H., Gas discharge modes at a single horizontal nozzle in a two-dimensional fluidized bed, *Powder Technology*, 90, (1997), 1, 71-77.
- [85] Hong, R., Li, H., Li, H., and Wang, Y., Studies on the inclined jet penetration length in a gas-solid fluidized bed, *Powder Technology*, (1997), 92, 205-212.
- [86] Copan, J., Clarke, N., and Berruti, F., The interaction of single- and two-phase jets and fluidized beds, in: *Fluidization X*, (Eds. Kwauk, M., Li, J.), Beijing, China, 2001, pp. 77-84

- [87] Al-Sherehy, F., Distributed addition of gaseous reactants in fluidized beds, PhD thesis, University of British Columbia, Vancouver, 2002
- [88] Donald, A., Bi, H.T., Grace, J.R., and Lim, C.J., Penetration of single and multiple horizontal jets into fluidized beds, *Proceedings of Fluidization XI*, Ischia, Italy 2004, p. 171-178.
- [89] Kozin, B.E., Baskakov, A.P., Studies on the jet range in a bed of granular particles, *Khim I Teckhnol Topliv I Masel*, 3 (1967) 4–7
- [90] Yates, J. G., S. S. Cobbinah, D. J. Cheesman and S. P. Jordan, Particle Attrition in Fluidized Beds Containing Opposing Jets, *AIChE Symp. Ser. 281* (1988), 13–19
- [91] Benjelloun, F., R. Liegeois and J. Vanderschuren, Penetration Length of Horizontal Gas Jets into Atmospheric Fluidized Beds, in: *Proc. Fluidization-VIII*, (Eds. J-F. Large and C. Laguerie), Engineering Foundation, N.Y., 1995, pp. 239–246.
- [92] Wen-Ching Yang, Handbook of Fluidization and Fluid-Particle systems, by Marcel Dekker, USA, 2003, DOI: 10.1201/9780203912744.fmatt
- [93] Deardorff, J. W. and Peskin, R. L., Lagrangian Statistics from Numerically Integrated Turbulent Shear Flow, *Phys. Fluids*, 13, (1970), 584-596
<http://dx.doi.org/10.1063/1.1692964>
- [94] Tennekes, H. and Lumley, J. L., *A First Course in Turbulence*, MIT Press, Cambridge, MA, 1972, ISBN: [9780262200196](https://doi.org/10.1017/CBO9780511526152)
- [95] Bradshaw, P., Cebeci, T. and Whitelaw, J. H., *Engineering Calculation Methods for Turbulent Flow*, Academic Press, London, UK, 1981.
- [96] Launder, B. E. and Sharma, B. I., Application of the Energy-Dissipation Model of Turbulence to the Calculation of Flow near a Spinning Disc, *Lett. Heat Mass Transfer*, 1,(1974), 131–137
- [97] Versteeg, H., Malalasekera, W., *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method (2nd Edition)*, Pearson Education Limited, Harlow, England, 2007
- [98] Chapman, S., Cowling, T. G., *The Mathematical Theory of Non-Uniform Gases: An Account of the Kinetic Theory of Viscosity, Thermal Conduction and Diffusion in Gases*, Cambridge University Press, NY, 1996, Pages 211–232, ISBN: 052140844X, 9780521408448

- [99] Lun, C.K., Savage, S.B., Jeffrey, D.J., Kinetic theories for granular flow: inelastic particles in coquette flow and slightly inelastic particles in a general flow field. *Journal of Fluid Mechanics*, 140, (1984), 223-256, DOI: [10.1017/S0022112084000586](https://doi.org/10.1017/S0022112084000586).
- [100] Ding, J., Gidaspow, D., A bubbling fluidization model using kinetic theory of granular flow, *AIChE Journal*, 36, (1990), 4, 523–538,
- [101] Jenkins, J.T., Savage, S.B., A theory for the rapid flow of identical, smooth, nearly elastic particles, *J. Fluid Mech.*, 130 (1983), 187–202
- [102] Lun, C.K.K., Savage, S.B., A simple kinetic theory for granular flow of rough, inelastic, spherical particles, *Trans. ASME J. Appl. Mech.*, 54 (1987), 47–53
- [103] Gidaspow, D., *Multiphase Flow and Fluidization: Continuum and Kinetic Theory Descriptions*, Academic Press, San Diego, CA, 1994, ISBN 0-12-282470-9
- [104] Hrenya, C.M., Sinclair, J.L., Effects of particle–phase turbulence in gas–solid flows, *A.I.Ch.E. Journal*, 43 (1997), 853–869
- [105] Sinclair, J.L., Jackson, R., Gas–particle flow in a vertical pipe with particle–particle interactions, *A.I.Ch.E. Journal*, 35 (1989), 1473–1486
- [106] Cody, G.D., et. al., Particle granular temperature in gas fluidized beds, *Powder Technology*, 87, (1996), 3, 211–232
- [107] Gidaspow, D.; Bezburuah, R.; Ding, J., Hydrodynamics of circulating fluidized beds: Kinetic theory approach, *Proceedings*, 7th international Conference on Fluidization, Gold Coast, Australia, 3-8 May 1992
- [108] Neri, A. , Gidaspow, D., Riser hydrodynamics: Simulation using kinetic theory, *AIChE Journal*, 46, (2000) 1, 52–67
- [109] Syamlal, M., O’Brien, T.J., *The Derivation of a Drag Coefficient Formula from Velocity-Voidage Correlations*, US Dep. of Energy, Office of Fossil Energy, National Energy Technology Laboratory, Morgantown, West Virginia, 1987
- [110] Syamlal, M., *Multiphase Hydrodynamics of Gas-Solids Flow*, Ph.D. thesis, Illinois Institute of Technology, Illinois, 1985
- [111] Iddir H., Arastoopour, H. , Modeling of Multi-Type Particle Flow Using Kinetic Theory Approach, *AIChE Journal*, 51(2005), 6, 1620-1632.
- [112] Goldschmidt, M.J.V., Kuipers, J.A.M., Swaaij W.P.M., Hydrodynamic modeling of dense gas-fluidised beds using the kinetic theory of granular flow: effect

- of coefficient of restitution on bed dynamics, *Proceedings*, presentation at ISCRE 16, September 10-13, 2000, Cracow, Poland
- [113] Ocone, R., Sundaresan, S., Jackson, R., Gas-particle flow in a duct of arbitrary inclination with particle-particle interaction. *Fluid Mechanics and Transport Phenomena*, 39, (1993.), 1261-1271
- [114] Laux, H., Modelling of dilute and dense dispersed fluid-particle flow. Ph.D Thesis, NTNU Trondheim, Trondheim, Norway, 1998
- [115] Johnson, P.C. and Jackson, R., Frictional-collisional constitutive relations for granular materials, with application to plane shearing. *Journal of Fluid Mechanics* 176, (1987) 67-93.
- [116] Ludwig, A., Meiser, L., Pelzer M., Sahm, P. R., Gießerei-Institut, RWTH Aachen (D): *Simulation of the Core Shooting Process, Microstructures, Mechanical Properties and Processes – Computer Simulation and Modelling EUROMAT 99*, Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim, – Volume 3, Editor: Prof. Yves Bréchet, 2000 ISBN:3-527-30122-4
- [117] Dalla Valle, J.M., *Micromeritics*, Pitman, London, 1948
- [118] Wen, C.Y., Yu, Y.H., A generalized method for predicting the minimum fluidization velocity, *AIChE Journal*, 12, (1966) 3, 610–612,
- [119] Ergun, S., Fluid Flow Through Packed Columns, *Chem. Eng. Prog.*, 48, (1952), 89-94.
- [120] Syamlal et. al., Particle Cluster Effects in the Numerical Simulation of a Circulating Fluidized Bed, *Proceedings at the 4th International CFB Conference*, Somerset, PA, August 1-5, 1993.
- [121] [Gorham & Kharaz, 1999](#) Gorham, D. A., & Kharaz, A. H., Results of particle impact tests, *Impact Research Group Report IRG 13*, The Open University, Milton Keynes, UK, 1999
- [122] Goldschmidt, M.J.V., Kuipers, J.A.M., Swaaij, W.P.M., Hydrodynamic modelling of dense gas-fluidised beds using the kinetic theory of granular flow: effect of coefficient of restitution on bed dynamics, *Chemical Engineering Science*, 56, (2001), 2, 571–578
- [123] Lebowitz, J.L., Exact Solution of Generalized Percus-Yevick Equation for a Mixture of Hard Spheres, *Phys. Rev.*, A133, (1964), 895-899.

- [124] Drew, D.A., Lahey Jr., R.T., Some supplemental analysis concerning the virtual mass and lift force on a sphere in a rotating and straining flow, *Int. J. Multiphase Flow* 16, (1990), 6, 1127–1130.
- [125] Lahey Jr., R.T., Drew, D.A., The analysis of two-phase flow and heat transfer using a multidimensional, four-field, two-fluid model, *Nucl. Eng. Des.* 204, (2001), (1–3), 29–44.
- [126] Harlow, F. H. and Welch, J. E., Numerical Calculation of Time-dependent Viscous Incompressible Flow of Fluid with Free Surface, *Phys. Fluids*, 8, (1965), 2182–2189.
- [127] Patankar, S. V. and Spalding, D. B., A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-dimensional Parabolic Flows, *Int. J. HeatMass Transfer*, 15, (1972), 1787.
- [128] Nemoda, S. , Mladenović , M., Belošević, S., Mladenović, R. Dakić, D., Numerical model of gaseous fuel jet injection into a fluidized furnace, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52, (2009), 15-16, 3427–3438.
- [129] Davidson, J.F., Cliff, R. and Harrison, D. (eds.), *Fluidization*, Academic Press, London and NY, 2nd edn., 1985.
- [130] Patankar S.V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere, New York, 1980.
- [131] Patankar S.V. and Spalding, D.B., A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows, *Int. Journal of Heat and Mass Transfer*, 15, (1972), 10, 1787-1806,
- [132] Kaviany, M., *Principles of Heat Transfer in Porous Media*, Springer-Verlag, New-York, 1991
- [133] Shedd, C.K., "Resistance of grains and seeds to airflow", *J. Agricultural Engineering*, 34, (1953),616-619
- [134] Crozza, D. E, Pagano, A. M.. Modelling resistance to airflow through beds of agropyron and corn: Estimation of power ventilation, *Latin American applied research*, 36, (2006), 1, 7-14, ISSN 0327-0793.
- [135] Todes, O.M., Citovich, O.B., *Apparatus with granular fluidized bed*, Chemistry, St.Petersburg, 1981, (in Russ.)

- [136] Syamlal, M., Rogers, W., O'Brien, T.J., *MFIX Documentation Theory Guide*, U.S. Department of Energy, Office of Fossil Energy Morgantown Energy Technology Center, Morgantown, WV, 1993.
- [137] Syamlal, M., O'Brien, T. J., Simulation of Granular Layer Inversion in Liquid Fluidized Beds, *International Journal of Multiphase Flow*, 14 (1988), 4, pp. 473-481, DOI:[10.1016/0301-9322\(88\)90023-7](https://doi.org/10.1016/0301-9322(88)90023-7).
- [138] Schaeffer, D. G., Instability in the Evolution Equations Describing Incompressible Granular Flow, *J. Diff. Eq.*, 66 (1987), 1, 19-50 DOI: [10.1016/0022-0396\(87\)90038-6](https://doi.org/10.1016/0022-0396(87)90038-6).
- [139] Uputstvo za upotrebu gasnog kondicionera, QU.3.140.41, Laboratorija za termotehniku i energetiku, Instituta Vinča, Beograd, 2008.
- [140] Uputstvo za upotrebu gasnog analizatora IMR 3000P, QU.3.140.40 , Laboratorija za termotehniku i energetiku, Instituta Vinča, Beograd, 2008.
- [141] Dakić D., Oka S., Grubor B., "Investigation of Incipient Fluidization and Expansion of a Course Particle Bed" (na ruskom), (ur. S.S.Kutateladze and S.Oka) Transport Processes in High-Temperature and Chemically Reacting Flows, Novosibirsk (SSSR), 1982, str. 76-90, SIBERIAN BRANCH of U.S.S.R ACADEMY OF SCIENCES
- [142] Uredba o graničnim vrednostima emisije zagađujućih materija u vazduhu, *Službeni glasnik RS, broj 71/2010, 6/2011 - ispr*, 2010/11.
- [143] Miccio F., Scala F., Chirone R., Fluidized Bed Combustion of a Biomass Fuel: Comparison Between Pilot Scale Experiments and Model Simulations, *Journal of Heat Transfer*, 127, (2005), 2, 117-123
- [144] Patumsawad, S., Cliffe, K.R., Experimental study on fluidised bed combustion of high moisture municipal solid waste, *Energy Conversion and Management*, 43, (2002), 17, 2329–2340
- [145] Lai, W.C, Krieger-Brockett, B., "Volatiles release rates and temperatures during large particle refuse derived fuel-municipal solid waste devolatilization", *Combust Sci Technol*, (1992), 85, 133–149
- [146] Suksankraisorn, K., Patumsawad, S., Fungtammasan, B., "Combustion studies of high moisture content waste in a fluidised bed", *Waste Management*, 23, (2003), 5, 433–439

- [147] Khan, A.A., Jong, W., Jansens, P.J., Spliethoff, H., Biomass combustion in fluidized bed boilers: Potential problems and remedies, *Fuel Processing Technology*, 90 (2009) 1, 21–50
- [148] Rahmat, N., Abdullah, A. Z., Mohamed A. R., Recent progress on innovative and potential technologies for glycerol transformation into fuel additives: A critical review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *14* (2010), 987–1000
- [149] Yazdani, S.S., Gonzalez, R., Anaerobic fermentation of glycerol: a path to economic viability for the biofuels industry, *Curr Opin Biotechnol*, (2007), *18*, 213–9.
- [150] Thompson, J. C., He B. B., Characterization of Crude Glycerol From Biodiesel Production From Multiple Feedstocks, *Applied Engineering in Agriculture*, *22*, (2006), *2*, 261-265, American Society of Agricultural and Biological Engineers ISSN0883–8542,
http://www.uiweb.uidaho.edu/bioenergy/NewsReleases/Published_Glycerol_Characterization_T6.pdf
- [151] ***, <http://what-when-how.com/energy-engineering/drying-operations-industrial-energy-engineering>
- [152] Brennan, J. F., Shapiro, J. S., Watton, E. C., Evaporation of liquids: A kinetic approach, *Journal of Chemical Education*, *51* (1974), *4*, 276.
- [153] Regulation (EC) No 1069/2009 of the European Parliament and of the Council of 21 October 2009, Regulations EC 1069/2009
- [154] Commission Regulation (EU) No 142/2011 of 25 February 2011, EU 142/2011
- [155] Directive 2000/76/EC of the European Parliament and of the Council of 4 December 2000 on the incineration of waste (*Article 6- Operating conditions*)
http://www.central2013.eu/fileadmin/user_upload/Downloads/Document_Centre/O_P_Resources/Incineration_Directive_2000_76.pdf
- [156] Hesse, E.D., Leach testing of immobilized radioactive waste solids - A proposal for a standard method, *Atomic Energy Review*, *9*, (1971), *1*, 195-207
- [157] Plečaš, I., Dimović, S., Smičiklas, I., Čupić, S., Dakić, D., Mladenović, M., Nemoda, S., Belošević, S., Izveštaj o procesu solidifikacije pepela cementnim postupkom, Izveštaj NIV-ITE-385, Beograd, Jun, 2008.
- [158] ***, <http://www.nis.rs/proizvodi-i-usluge/veleprodaja?lang=sh>

- [159] Dakić, D., Nemoda, S., Belošević, S., Mladenović, M., Mladenović, R., Erić, A., Repić, B., Gvero, P., Paprika, M., Idejno rešenje linije za sagorevanje taloga iz rezervoara sirove nafte u fluidizovanom sloju, Izveštaj NIV-ITE-386, Beograd, Jun, 2008.
- [160] Strategija razvoja energetike Republike Srbije do 2015. godine, *Termotehnika*, broj 1-2 (2005), XXXI, 3–70

Biografija

Ime i prezime: Milica Mladenović

Datum rođenja: 13.3.1970.

Mesto rođenja: Trstenik, Srbija

Porodično stanje: Udata, dvoje dece

Školovanje:

- 1977.-1985. Osnovna škola „Živadin Apostolović“ u Trsteniku
- 1985.-1989. Obrazovni centar „Prva Petoletka“ u Trsteniku, usmerenje Tehničar za mehaniku fluida
- 1989.-1995. Studije na Mašinskom fakultetu u Beogradu, odsek Termotehnika
21. 2. 1995. Odbranjen diplomski rad na Katedri za termomehaniku, Kabinet za parne kotlove
- 1995.-2000. Postdiplomske studije na Mašinskom fakultetu u Beogradu, odsek Primenjena termomehanika
- 1.12.2005. Odbranjen magistarski rad na Katedri za tehnologiju materijala

Kretanje u poslu:

- 1995.-1996. Institut za nuklearne nauke „Vinča“, Laboratorija za termotehniku i energetiku, kao stipendista Ministarstva za nauku i tehnologiju Republike Srbije
- 1996.- Institut za nuklearne nauke „Vinča“, Laboratorija za termotehniku i energetiku, stalni radni odnos

Прилог 1.

Изјава о ауторству

Потписани-а Милица Р. Младеновић

број индекса _____

Изјављујем

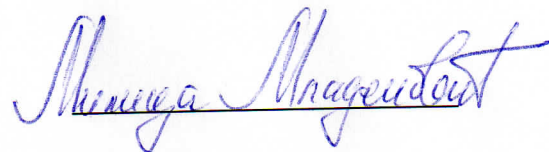
да је докторска дисертација под насловом

**ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕРМОМЕХАНИЧКИХ ПРОЦЕСА ПРИЛИКОМ РАЗГРАДЊЕ
ТЕЧНИХ ГОРИВА ВЕЛИКИХ ГУСТИНА У ФЛУИДИЗОВАНОМ СЛОЈУ**

- 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, 9.05.2013.



Прилог 2.

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора Милица Младеновић

Број индекса _____

Студијски програм _____

Наслов рада ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕРМОМЕХАНИЧКИХ ПРОЦЕСА ПРИЛИКОМ
РАЗГРАДЊЕ ТЕЧНИХ ГОРИВА ВЕЛИКИХ ГУСТИНА У
ФЛУИДИЗОВАНОМ СЛОЈУ

Ментор Проф. др. Мирко Коматина, редовни професор Машински факултет
у Београду

Потписани/а Милица Младеновић

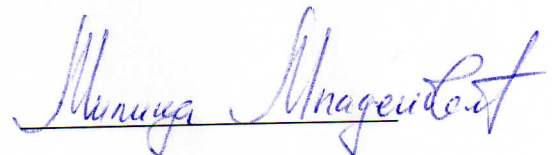
Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Београду**.

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, 9.05.2013.



Прилог 3.

Изјава о коришћењу

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

**ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕРМОМЕХАНИЧКИХ ПРОЦЕСА ПРИЛИКОМ РАЗГРАДЊЕ
ТЕЧНИХ ГОРИВА ВЕЛИКИХ ГУСТИНА У ФЛУИДИЗОВАНОМ СЛОЈУ**

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, 9.05.2013.

